

~~30-0091/001~~

PROF. DR.-ING. F. S. ROSTÁSY
Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz
Lehrstuhl für Baustoffkunde und Stahlbetonbau

TECHNISCHE UNIVERSITÄT
BRAUNSCHWEIG

3300 Braunschweig, den 19.06.1984

Verbund und innerer Zwang von einbetoniertem
Bewehrungsstahl bei tiefer Temperatur

Forschungsbericht

Prof. Dr.-Ing. F.S. Rostásy
Dipl.-Ing. J. Scheuermann

Juni 1984

Mit Hilfe von Forschungsmitteln des Landes Niedersachsen wurde
diese Arbeit in dankenswerter Weise gefördert.

Erlaß vom 01.03.1982 - GZ: 2091 - B V 4 e - 39/81

Inhaltsverzeichnis .

1. EINLEITUNG

2. TIEFTEMPERATUREIGENSCHAFTEN DER VERWENDETEN BAUSTOFFE

2.1 Betonversuche

2.1.1 Betonart und Probekörper

2.1.2 Versuchsdurchführung

2.1.3 Ergebnisse der Betonversuche

2.2 Materialkenndaten des Bewehrungsstahles

3. VERSUCHE ZUM VERBUNDVERHALTEN

3.1 Versuchseinrichtung

3.2 Vorversuche

3.3 Ergebnisse der Ausziehversuche bei tiefen Temperaturen

3.3.1 Ergebnisse an normalgelagerten Proben

3.3.2 Ergebnisse an versiegelten Proben

3.3.3 Ergebnisse an wassergesättigten Proben

3.3.4 Gegenüberstellung der Versuchsergebnisse bei unterschiedlichen Lagerungen

3.4 Funktionelle Beschreibung des Verbundverhaltens im Tieftemperaturbereich

3.5 Ergebnisse der Ausziehversuche nach Tieftemperaturzyklen

4. VERSUCHE ZUR BESTIMMUNG DES INNEREN ZWANGES IN STAHLBETONBAUTEILEN INFOLGE ABKÜHLUNG

4.1 Allgemeines

4.2 Herstellung geeigneter Versuchskörper

4.3 Versuchseinrichtung und -durchführung

4.4 Versuchsergebnisse zur Bestimmung des inneren Zwanges

4.5 Analytische Herleitung der Zwangsbeanspruchung

5. FOLGERUNG FÜR DIE BAUPRAXIS

6. ZUSAMMENFASSUNG

7. LITERATUR

1. EINLEITUNG

Verflüssigtes, natürliches Erdgas (LNG) wird als alternativer Energieträger an Bedeutung gewinnen. Für den Bau von Speicherbehältern für das tiefkalte LNG (-162°C) ist Spannbeton der prädestinierte Baustoff, da er in Stör- und Katastrophenfällen über eine hohe Rißzähigkeit und über ein überlegenes Sicherheitspotential verfügt. Allerdings werfen die tiefe Temperatur, schockartige und zyklische Temperaturbeanspruchungen etc., schwierige konstruktive und materialtechnische Probleme auf.

Bisher sind schon umfangreiche Untersuchungen durchgeführt worden, um das Materialverhalten der Baustoffe im Tieftemperaturbereich zu erforschen, wobei sich die Untersuchungen hauptsächlich auf die Einzelwerkstoffe Baustahl, Beton, Bewehrungsstahl und Spannstahl beschränken. Über das Zusammenwirken von Beton und Bewehrungsstahl (Verbundverhalten) bei tiefen Temperaturen liegen bisher nur wenige Forschungsergebnisse vor /1 bis 7/.

Die Verbundübertragung vom Beton zum Stahl (oder umgekehrt) umfaßt folgende Beiträge: Haftverbund, Scherverbund, Reibungsverbund. Dabei ergibt sich die Verbundfestigkeit $\tilde{\tau}_{vu}$ aus den Anteilen Haftverbund und Scherverbund. Werden zwischen Beton und Bewehrungsstahl relative Verschiebungen vorausgesetzt, so können die Verteilungen der Verbund- und Stahlspannungen durch die "Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes" mathematisch formuliert werden. Bei Normaltemperatur wird eine direkte Proportionalität zwischen der Verbundspannung bei einer bestimmten Verschiebung v und der Betondruckfestigkeit aufgrund von Versuchen vorausgesetzt. Der Zusammenhang zwischen der Verbundspannung und der Stabendverschiebung v wird häufig mit einer Potenzfunktion beschrieben. Unter diesen Voraussetzungen wird die DGL geschlossen oder iterativ gelöst /8 bis 10/.

Inwieweit diese Beziehungen auch auf den Tieftemperaturbereich übertragen werden dürfen, ist bisher noch nicht geklärt worden.

Die veränderten Materialeigenschaften im Bereich tiefer Temperaturen - besonders die Abhängigkeit der Betondruckfestigkeit vom Wassergehalt, Porosität, Lagerungsart etc. /11/ - deuten darauf hin, daß im Tieftemperaturbereich eine Proportionalität zwischen Verbundfestigkeit und Betondruckfestigkeit nicht ohne weiteres vorausgesetzt werden kann. Weiter wird durch Unterschiede im thermischen Dehnverhalten von Beton und Stahl schon bei Abkühlung der Verbund erheblich beansprucht: Eigenspannungen bewirken Zug im Bewehrungsstab und Druck im Beton. Möglicherweise wird durch diesen inneren Zwang der Verbund teilweise sogar gelöst, so daß auch die funktionale Beschreibung der Verbundspannung über die Stabendverschiebung für den Tieftemperaturbereich überprüft werden muß.

Das Forschungsvorhaben setzt sich daher zum Ziel, das Verbundverhalten einbetonierter Bewehrungsstähle bei tiefen Temperaturen und die innere Zwängung infolge von Unterschieden im thermischen Dehnverhalten Beton/Stahl infolge Abkühlung durch erste systematische Untersuchungen in Ausziehversuchen zu erhellen.

Da eine Vielzahl von Parametern die Verbundeigenschaften beeinflussen, konnte hier nur eine erste Auswahl getroffen werden. Es wurde aber darauf Wert gelegt, die für die Temperaturverbundfestigkeit wesentlichen Einflußgrößen zu erfassen. Diese sind: die Lagerung des Betons, die Versuchstemperatur und zyklischen Temperaturänderungen. Die Prüfkörpergeometrie, die Betonsorte, die Stahlgüte, der Bewehrungsstahldurchmesser und die Stahlprofilierung wurden zuvor in Eignungsversuchen festgelegt und nicht variiert.

2. TIEFTEMPERATUREIGENSCHAFTEN DER VERWENDETEN BAUSTOFFE

2.1 Betonversuche

2.1.1 Betonart und Probekörper

Bei den vorgesehenen Untersuchungen bestand die Schwierigkeit, eine Betonsorte auszuwählen, die zum einen einen direkten Vergleich zu den baupraktisch verwendeten Betonen erlaubt, zum anderen bei den vorgesehenen Versuchen zum Verbundverhalten auch im Tieftemperaturbereich bei sehr kleinen Verbundlängen ein Verbundversagen zuläßt.

Aus diesen Gründen wurde für die geplanten Ausziehversuche eine Betonsorte festgelegt, die in ihrem thermischen Dehnverhalten bei Normallagerungen (20/65) und bei versiegelter Lagerung dem eines Konstruktionsbetons B45 bzw. B55 entspricht, im Gegensatz zum Konstruktionsbeton bei RT aber eine geringere Druckfestigkeit (ca. B25) aufweist. Für die geplanten Eigenspannungsuntersuchungen wurde sowohl ein baupraktisch üblicher Beton B45 als auch der o.a. Beton B25 gewählt.

Zur Herstellung der Betone wurde Portlandzement PZ 35F verwendet. Die Zuschlagstoffe (Kies aus Vienburg) wurden in 3 Korngruppen in folgender Zusammensetzung in GT zugegeben:

B25	0/2 : 50 %,	2/8 : 40 %,	8/16 : 10 %
B45	0/2 : 30 %,	2/8 : 48 %,	8/16 : 22 %

Das Mischungsverhältnis (Zement : Zuschlag : Wasser in Gewichtsteilen) betrug beim B25 1 : 6,4 : 0,8 mit einem Zementgehalt von 300 kg/m³, beim B45 1 : 5,4 : 0,6 mit einem Zementgehalt von 340 kg/m³. Die Würfeldruckfestigkeiten betrugen nach 28 Tagen 30 N/mm² bzw. 52 N/mm², bei Versuchsdurchführung 33 N/mm² bzw. 56 N/mm², siehe auch Tab. 1.

Als Probekörper wurde ein Zylinder mit $\varnothing = 8 \text{ cm}$, $h = 30 \text{ cm}$ gewählt. Die Probekörper wurden in Stahlschalungen hergestellt. Nach dem Ausschalen lagerten sie 7 Tage unter feuchten Tüchern, um dann durch Sägen und Schleifen in Abschnitte von $h = 16 \text{ cm}$ und 8 cm geteilt zu werden. Anschließend wurden die Probekörper entsprechend den vorgesehenen Lagerungsbedingungen - bei $20^\circ\text{C}/65\%$ rel. Feuchte, in Folie und unter Wasser - rd. 150 Tage gelagert. Die Lagerung bei $+20^\circ\text{C}$ und 65% rel. Feuchte wird im folgenden, d.h. auch bei den Verbunduntersuchungen, als Normallagerung bezeichnet. Durch die Versiegelung der Proben mit Folien wurde erreicht, daß sich während der Lagerung der Wasserhaushalt weder durch zugeführtes Wasser noch durch Verdunstungen veränderte. Diese Lagerungsart bewirkt damit Verhältnisse, wie sie auch in massigen Bauteilen vorliegen.

Betongüte	B25	B45
Zement	PZ 35F	PZ 35F
Zementgehalt	300 kg/m^3	340 kg/m^3
Zuschläge 0/2	50 %	30 %
2/8	40 %	48 %
8/16	10 %	22 %
Mischungsverhältnis	1 : 6,4 : 0,8	1 : 5,4 : 0,6
Würfeldruckfestigkeiten nach 28 Tagen	30 N/mm^2	52 N/mm^2
bei Versuchsdurchf.	33 N/mm^2	56 N/mm^2
verwendet bei	Ausziehversuchen Eigenspannungs- versuchen	Eigenspannungs- versuchen

Tabelle 1: Zusammensetzung und Güte der verwendeten Betone

Die Druckfestigkeit wurde an zylindrischen Probekörpern von 8 cm Durchmesser und 16 cm Höhe ermittelt; die Spaltzugfestigkeit an Körpern von 8 cm Durchmesser und 8 cm Länge. Das Temperaturdehnverhalten wurde in einem Quarzglasdilatometer an Proben mit 8 cm Durchmesser und 16 cm Höhe bestimmt.

2.1.2 Versuchsdurchführung

Die Temperaturbeanspruchung wurde in einer Kältekammer aufgebracht, in der mit einstellbaren Abkühl- bzw. Erwärmungsgeschwindigkeiten beliebige Temperaturen zwischen -196°C und $+20^{\circ}\text{C}$ erzeugt werden können. Das Kühlmedium war Flüssigstickstoff, der mit Hilfe eines Propellers im Kühlraum zerstäubt wurde. Die Abkühlgeschwindigkeit wurde entsprechend den Ausziehversuchen mit $0,5^{\circ}\text{C}/\text{min}$ eingestellt, vgl. Abs. 3.2; danach wurde die Prüftemperatur ca. 1,0 Std. gehalten, bis eine vollständige Temperaturhomogenisierung erreicht war.

Zur Kraftaufbringung bei den Druck- und Spaltzugversuchen wurden stählerne Druckstempel durch Öffnungen im Boden und in der Decke der Kühlkammer geführt. Zwischen die Druckstempel und die Stirnenden der Probekörper wurden bei den Druckversuchen zur Wärmedämmung 1 mm dicke Pappschichten gelegt. Bei den Spaltzugversuchen befanden sich zwischen Druckplatten und Mantelflächen des Probekörpers 10 mm breite und 5 mm dicke Filzstreifen.

Das Temperaturdehnverhalten wurde in einem Quarzglasdilatometer gemessen, dabei tasteten ein geschlossener Quarzrahmen die Betonproben von unten und ein Quarzstab die Probe von oben an. Zwischen Quarzrahmen und -stab konnte außerhalb der Kältekammer bei Raumtemperatur die thermische Dehnung der Probe gemessen werden.

2.1.3 Ergebnisse der Betonversuche

Das thermische Dehnverhalten von Beton wird wesentlich von seiner Porosität und von seinem Wassergehalt - W/Z-Faktor und Lagerungs-

bedingung - beeinflusst. In den Bildern 1, 37 und 43 ist das Temperaturdehnverhalten der beiden verwendeten Betone (B25, B45) nach unterschiedlichen Lagerungsbedingungen im Temperaturbereich von $+20^{\circ}\text{C}$ bis -170°C dargestellt. Aus den Darstellungen ist zu entnehmen, daß bei den verwendeten Betonen der W/Z-Faktor 0,8 bzw. 0,6 bei versiegelter Lagerung und damit auch bei Normallagerung 20/65 keinen Einfluß auf das thermische Dehnverhalten der verwendeten Betone ausübt. Nur bei Lagerung unter Wasser fällt die Expansion im Bereich -20°C bis -60°C bei einem W/Z-Faktor von 0,8 wesentlich größer aus als bei $W/Z = 0,6$.

Die Lagerungsart beeinflusst das prinzipielle thermische Dehnverhalten beider Betone in etwa gleicher Art. Während infolge Wasserlagerung im Temperaturbereich -20°C bis -60°C eine starke Expansion stattfindet, verschwindet diese bei foliengelagerten Proben fast gänzlich. Die foliengelagerten Proben zeigen, ähnlich den bei 20/65 gelagerten Proben, ein nahezu lineares thermisches Dehnverhalten.

Systematische Untersuchungen zur Bestimmung der Betonfestigkeit im Tieftemperaturbereich wurden nur an dem für die Ausziehversuche vorgesehenen Beton vorgenommen. Der Einfluß der Prüftemperatur, $+20^{\circ}\text{C}$ bis -170°C , und der Einfluß der Lagerungsart auf die Betondruckfestigkeit und die Spaltzugfestigkeit ist in den Bildern 2 und 3 dargestellt. In diesen ist auch die Streubreite der einzelnen Versuchsergebnisse angegeben. Erwartungsgemäß steigen die Festigkeitswerte mit fallender Temperatur stark an. Während bei 20/65 gelagerten Proben die Festigkeitssteigerung näherungsweise linear zur Temperaturabsenkung verläuft, kann bei in Folie und unter Wasser gelagerten Proben im Bereich -100°C bis -140°C ein Maximum der Festigkeiten festgestellt werden.

Trägt man jeweils über die Prüftemperatur die auf die Ausgangsfestigkeit β_c ($+20^{\circ}\text{C}$) und β_{sz} ($+20^{\circ}\text{C}$) bezogenen Festigkeiten bei Tieftemperatur β_c (\mathcal{N}) und β_{sz} (\mathcal{N}) auf, so erhält man die in

Bild 4 dargestellten Zusammenhänge. Demnach wird die Zylinderdruckfestigkeit und die Spaltzugfestigkeit des Betons infolge Tieftemperatur in etwa gleichem Maße gesteigert. Nur bei versiegelten und wassergesättigten Proben fällt die Steigerung der Spaltzugfestigkeit unterhalb -100°C geringer aus als die der Druckfestigkeit. Die Steigerung der Druck- und Spaltzugfestigkeit ist bei 20/65 gelagerten Proben nahezu proportional zur Temperaturabsenkung und beträgt bei -165°C ca. 200 %. Versiegelte Proben zeigen bis ca. -100°C einen linearen Festigkeitsanstieg, er beträgt bei -100°C für die Druckfestigkeit ca. 330 % und für die Spaltzugfestigkeit ca. 250 %. Bei weiterer Temperaturabsenkung erfolgt keine weitere Festigkeitssteigerung. Bei wassergesättigten Proben steigt die Druckfestigkeit bis -135°C in etwa linear an und erreicht dort ein Maximum, die Druckfestigkeitssteigerung beträgt hier ca. 475 %. Bei weiterer Temperaturabsenkung fällt die Druckfestigkeit dann allerdings ab. Entsprechendes gilt hier auch für die Spaltzugfestigkeit. Allerdings steht deren maximale Steigerung von ca. 380 % bei -100°C an.

Die Verknüpfung der mittleren Zylinderdruckfestigkeit mit der Spaltzugfestigkeit ist in Bild 5 dargestellt. Wird der Ansatz des CEB-FIP-Model Code zugrundegelegt, so ergibt sich:

$$\beta_{SZ}(\varpi) = 0,3 \beta_C(\varpi)^{2/3} \div 0,56 \beta_C(\varpi)^{2/3}.$$

Dabei wird die untere Grenze maßgebend, wenn - unabhängig von der Lagerungsart - die Proben bei $+20^{\circ}\text{C}$ geprüft und wenn im Tieftemperaturbereich die Festigkeiten an normal gelagerten Proben ermittelt wurden. Der obere Wert begrenzt die Ergebnisse für versiegelte und wassergesättigte Proben im Tieftemperaturbereich.

2.2 Materialkennwerte des Bewehrungsstahles

Für die Untersuchungen wurde ein Bewehrungsstahl ausgewählt, der üblicherweise im Stahlbetonbau verwendet wird. Die Wahl fiel auf

einen BSt 420/500 RU mit einem Durchmesser von 16 mm. Die Festigkeiten bei Raumtemperatur betrugen: $R_{p0,2} = 438 \text{ N/mm}^2$ und $R_m = 635 \text{ N/mm}^2$. Die für Verbunduntersuchung wesentliche Größe, die gezogene Rippenfläche, wurde mit 0,067 ermittelt und liegt damit im nach DIN 488 zulässigen Bereich.

Das thermische Dehnverhalten und der Wärmeausdehnungskoeffizient ist für den Temperaturbereich $+20^\circ\text{C}$ bis -170°C in Bild 6 dargestellt. Es zeigte sich, daß der gewählte Stahl für normalen Bewehrungsstahl ein durchaus übliches thermisches Dehnverhalten aufweist.

Da zum einen bei Verbundversuchen die Stahlfestigkeit ohne Einfluß bleibt (Voraussetzung: der Stahl bleibt im elastischen Bereich beim Verbundversagen) und zum anderen die Prüftechnologie von Betonrippenstahl für den Tieftemperatureinsatz noch nicht ausgereift ist, wurde auf die Ermittlung von Festigkeitskennwerten des Bewehrungsstahls im Tieftemperaturbereich verzichtet. Zur Ermittlung dieser Werte soll hier nur auf /12, 13/ verwiesen werden, wo bekannte repräsentative Versuchsergebnisse und Möglichkeiten zur Beschreibung der Tieftemperaturfestigkeiten von BSt 420/500 angegeben sind.

3. VERSUCHE ZUM VERBUNDVERHALTEN

3.1 Versuchseinrichtung

Zur Durchführung der Versuche wurde ein gesonderter Versuchsstand konzipiert, damit die Probekörper im Versuchsstand geregelt auf die vorgesehene Temperatur abkühlt und die Ausziehversuche bei ausgeglichenem Temperaturfeld weggeregelt gesteuert werden konnten. Der Versuchsstand ist in Bild 7 dargestellt. Er umfaßt: Prüfraumen, Hohlkolbenzylinder, Kraftmeßdose mit Kugelkalotte und eine Kältekammer, in der Temperaturen bis -190°C geregelt eingestellt werden können, s. auch Abs. 2.1. Die Belastung erfolgte durch den Hohlkolbenzylinder, wobei der Kolbenweg geregelt mit 0,5 mm/min bzw. 1,0 mm/min gesteuert wurde, so daß im Lastanstiegsbereich eine gleichmäßige Spannungszunahme im Bewehrungsstab erreicht wurde, während im Bereich der Höchstlast die Verschiebung des Stahles gegenüber dem Beton gleichmäßig gesteigert wurde.

Zur Ermittlung erster grundlegender Werte zur Verbundfestigkeit im Tieftemperaturbereich wurde ein möglichst einfacher Probekörper gewählt. Dieser hatte zylindrische Form mit einem Durchmesser von 172 mm und einer Höhe von 192 mm. Der Bewehrungsstab lag mittig im Zylinder. Auf der Belastungsseite befand sich eine verbundfreie Vorlänge von $5 d_s = 80 \text{ mm}$, an die die Verbundlänge anschloß. Je nach Verbundlänge ergab sich auf der lastabgewandten Seite wieder eine verbundfreie Zone.

Diese zentrischen Ausziehkörper wurden in einer Stahlschalung stehend hergestellt, die es erlaubte, die Verbundlänge beliebig einzustellen (Zieh- gleich Betonierrichtung). Nach dem Betonieren lagerten die Probekörper 7 Tage unter feuchten Tüchern in der Schalung. Anschließend wurden sie ausgebaut und entsprechend den vorgesehenen Bedingungen mehr als 150 Tage bis zur Versuchsdurch-

führung gelagert. Die Lagerungsbedingungen entsprachen denen der Betonversuche, vgl. Abs. 2.1, nämlich Normallagerung, Versiegelung und Lagerung unter Wasser.

Bei den Ausziehversuchen wurde der Schlupf (Relativverschiebung Beton - Bewehrungsstab) auf der lastabgewandten Seite des Probekörpers mit Hilfe eines Quarzglasdilatometers gemessen. Dieses Dilatometer wurde speziell für die hier auftretenden meßtechnischen Probleme entwickelt. Auf der lastabgewandten Seite tastete ein Quarzrohr die Oberfläche des Betons an, während ein in diesem Rohr geführter Quarzstab den Bewehrungsstahl antastete. Quarzrohr und -stab wurden aus der Kältekammer herausgeführt, so daß außerhalb der Kältekammer die Relativverschiebung mit einem Wegaufnehmer gemessen werden konnte. Durch die Anordnung des Wegaufnehmers außerhalb der Kammer und durch die Verwendung von Quarzglas konnten Meßfehler - hervorgerufen durch kleinere Veränderungen der Prüftemperatur innerhalb der Kammer - ausgeschlossen werden.

3.2 Vorversuche

Drei wesentliche Fragen zur Versuchsdruchführung mußten in Vorversuchen geklärt werden; nämlich

- in welcher Größe können beim Abkühlen durch das instationäre Temperaturfeld Eigenspannungen entstehen, die die Versuchsergebnisse beträchtlich verfälschen können?
- bei welcher Verbundlänge kann auch bei tiefen Temperaturen eine annähernd gleiche mittlere Verbundspannung im Verbundbereich vorausgesetzt werden?
- und bei welcher Betondruckfestigkeit und welcher Verbundlänge kann bei Anwendung handelsüblicher Betonstähle im Tieftemperaturbereich das Verbundversagen studiert werden?

In den Probekörpern können bei einer Abkühlung dann erhebliche Eigenspannungen entstehen, wenn infolge einer zu großen Abkühlgeschwindigkeit zwischen Probenoberfläche und -zentrum große Temperaturdifferenzen auftreten. Zur Minimierung dieser Temperaturdifferenz war es daher erforderlich, eine zulässige Abkühlgeschwindigkeit festzulegen. Dazu wurde an einem Ausziehprobekörper das sich bei Abkühlung zeitlich verändernde Temperaturfeld an 18 Meßstellen kontinuierlich aufgezeichnet. Einige dieser Temperaturfelder sind in den Bildern 8 bis 13 dargestellt. Während bei einer Abkühlgeschwindigkeit von 1 K min^{-1} die maximale Temperaturdifferenz im Prüfkörper ca. 20°C beträgt, kann diese bei einer Abkühlgeschwindigkeit von $0,5 \text{ K min}^{-1}$ auf $\Delta T = 10^\circ\text{C}$ gesenkt werden. Die daraus resultierenden Eigenspannungen sind gering und könnten daher nur einen untergeordneten Einfluß auf die Versuchsergebnisse ausüben.

Bekannterweise kann die Verbundlänge einen erheblichen Einfluß auf die mittlere Verbundspannung ausüben, wenn diese bei Ausziehversuchen zu groß gewählt wird. In /8/ wird davon ausgegangen, daß bei RT und bei Verbundlängen $l_v < 7 d_s$ die ermittelten Verbundspannungen annähernd konstant verteilt sind. An zentrischen Ausziehkörpern mit mittigem Bewehrungsstab BSt 420/500 RUS $\emptyset 8 \text{ mm}$, BSt 420/500 RU $\emptyset 16 \text{ mm}$ und Verankerungslängen $l_v = 3 d_s$, $4 d_s$ und $5 d_s$ konnte aber für den Tieftemperaturbereich festgestellt werden, daß die Verbundlänge - auch bei kleinen Werten - einen deutlichen Einfluß auf die Versuchsergebnisse ausübt, s. Bild 14. Daraus ist zu erkennen, daß die mittlere Verbundfestigkeit bei Verbundlängen von $4 d_s$ und $5 d_s$ um ca. 10 % und ca. 25 % gegenüber der bei einer Verbundlänge von $3 d_s$ abfällt.

Weitere Versuche erbrachten, daß selbst bei kleinen Verbundlängen von $l_v = 3 d_s$ ein Verbundversagen durch Gleitbruch nicht erzeugt werden konnte, sofern eine hohe Betondruckfestigkeit, z.B. B45, und Temperaturen unter -100°C vorlagen. Da aber, wie später noch gezeigt wird, gerade das Verbundversagen im Temperaturbereich

$\dot{T} < -100$ °C von Bedeutung ist und hier erste systematische Untersuchungen durchgeführt werden sollten, wurde ein Beton verwendet, der zwar im thermischen Dehnverhalten dem eines typischen Konstruktionsbetons entspricht, allerdings geringere Festigkeiten aufweist, s. Abs. 2.1.

Aus den Vorversuchen wurden damit folgende feste Parameter für die Ausziehversuche gewählt:

1. Abkühlgeschwindigkeit $\dot{T} = 0,5 \text{ K min}^{-1}$
2. Beton: PZ Beton 1 : 6,4 : 0,8
3. Betonstahl: BSt 420/500 RU Ø 16 mm, $f_R = 0,067$
4. Zylindrischer Ausziehkörper ($\varnothing = 172 \text{ mm}$, $h = 192 \text{ mm}$) mit mittigem Bewehrungsstab, Betondeckung $c \cong 5 d_s$
5. Verbundlänge $l_v = 3 d_s$

3.3 Ergebnisse der Ausziehversuche bei tiefen Temperaturen

In den vorangegangenen Abschnitten wurden die Probekörpergeometrie, die Probekörperherstellung, die verwendeten Baustoffe, die Lagerungsart, die Versuchsdurchführung und die Meßtechnik beschrieben. In diesem Abschnitt werden die Ergebnisse der Ausziehversuche bei tiefen Temperaturen (einmalige Abkühlung auf die vorgesehene Prüftemperatur) erläutert.

Im folgenden sollen die Ergebnisse nach den Lagerungsarten zunächst getrennt und im Anschluß daran der Einfluß unterschiedlicher Lagerungsarten dargestellt werden.

Die Darstellung der Versuchsergebnisse erfolgt für alle Lagerungsarten einheitlich und umfaßt:

1. $\tilde{\tau}_v$ -v-Kurven bei unterschiedlichen Prüftemperaturen, $+20\text{ }^{\circ}\text{C} \leq \nu \leq -170\text{ }^{\circ}\text{C}$.
2. Einfluß der Tieftemperatur auf die Verbundspannung bei unterschiedlichen Stabendverschiebungen.
3. Auf die Verbundfestigkeit $\tilde{\tau}_{vu}$ bei $+20\text{ }^{\circ}\text{C}$ bezogene Verbundspannung in Abhängigkeit von unterschiedlichen Stabendverschiebungen und von der Temperatur.
4. Auf die Tieftemperatur-Zylinderdruckfestigkeit des Betons, vgl. Abs. 2.1, bezogene Verbundspannung in Abhängigkeit von Temperatur und Stabendverschiebung.

3.3.1 Ergebnisse an normalgelagerten Proben

Die Ergebnisse der Ausziehversuche von normalgelagerten Proben (20/65) sind in den Bildern 15 bis 18 dargestellt. Die Prüftemperaturen betrugen $+20\text{ }^{\circ}\text{C}$, $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$, $-100\text{ }^{\circ}\text{C}$ und $-170\text{ }^{\circ}\text{C}$. Je Prüftemperatur wurden in der Regel 3 Versuche durchgeführt. Während bei den $\tilde{\tau}_v$ -v-Kurven, Bild 15, das Versuchsergebnis aufgetragen wurde, das dem Mittelwert aller Versuchsergebnisse entsprach, wurden für die übrigen Darstellungen, Bild 16 bis 18 nur die Mittelwerte verwendet. In Bild 16 ist zusätzlich die Streubreite der Einzelversuche eingetragen. Aus diesem Bild ist ersichtlich, daß eine Mittelwertbildung bei den gewonnenen Versuchsergebnissen durchaus sinnvoll ist, auch wenn bei einer Prüftemperatur von $-170\text{ }^{\circ}\text{C}$ die Streuung der Einzelversuchsergebnisse beträchtlich ausfällt.

Während sich die ermittelten Verbundspannungen für sehr kleine Stabendverschiebungen $v = 0,01\text{ mm}$ im gesamten Temperaturbereich $+20\text{ }^{\circ}\text{C}$ bis $-170\text{ }^{\circ}\text{C}$ nur sehr geringfügig verändern, bewirkt eine Temperaturabsenkung bei größeren Stabendverschiebungen $v > 0,05\text{ mm}$ einen deutlichen Anstieg der auftretenden Verbundspannung. Dieser Verbundspannungsanstieg ist in etwa proportional zur Temperaturänderung.

Werden Ausziehversuche über den Kolbenweg gesteuert, wie in dieser Forschungsarbeit, vgl. Abs. 3.1, so kann der fallende τ_v -v-Ast nach Erreichen der Verbundfestigkeit erfaßt werden. Nach einem Spannungsabfall beim Gleitversagen mündet die Verbundspannung dann in das Plateau der Gleitreibung ein. Dieses Verhalten ist für die τ_v -v-Kurven auch für Prüftemperaturen bei +20 °C bis -100 °C in Bild 15 angedeutet. Bei einer Prüftemperatur von -170 °C trifft dieses Verhalten allerdings nicht mehr zu. Von den bei dieser Temperatur geprüften Ausziehkörper versagten 2 Proben bei Erreichen der Verbundfestigkeit schlagartig, d.h., es traten plötzlich sehr große Stabendverschiebungen $v > 1,6$ mm auf, und die anschließend erreichte Restfestigkeit lag weit unter der ermittelten Verbundfestigkeit. Ein Spalten der Probekörper oder Rißbildungen an den Außenflächen konnten nicht beobachtet werden. Die dritte, bei -170 °C geprüfte Probe konnte nicht bis zur Verbundfestigkeit belastet werden, da bei diesem Versuch der Bewehrungsstahl bis nahe an die Zugfestigkeit beansprucht war, so daß der Versuch abgebrochen werden mußte, da ansonsten die Gefahr der Zerstörung des Meßsystems bestand.

Die sich aus den τ_v -v-Kurven für unterschiedliche Temperaturen ergebende Verbundverfestigung ist in den Bildern 16 und 17 als Anstieg der Verbundspannungen bei unterschiedlichen Stabendverschiebungen und als Anstieg der bezogenen Verbundspannung deutlich zu erkennen.

Im für den Gebrauchszustand maßgebenden Bereich $v < 0,3$ mm ist eine lineare Verfestigung zu beobachten. Die Verbundfestigkeit zeigt allerdings entsprechend den Betonfestigkeiten, vgl. Bild 2, im Temperaturbereich -60 °C bis -100 °C ein Abweichen von dieser Linearität. Dieser stärkere Anstieg der Festigkeit kann, wie bei der Betondruckfestigkeit, auf die Wirkung der Eisbildung zurückgeführt werden /11/. Bei -170 °C fällt die Verbundfestigkeit um ca. 280 % größer als die bei +20 °C aus.

Aus dieser Betrachtung und aus bekannten Forschungsarbeiten zum Verbundverhalten bei Raumtemperatur liegt der Schluß nahe, daß die Verbundspannungen auch im Tieftemperaturbereich auf die Betondruckfestigkeit bei den entsprechenden Temperaturen bezogen werden dürfen. Dieser Bezug ist in Bild 18 dargestellt. Hier ist zu erkennen, daß für Stabendverschiebungen $v \leq 0,1$ mm im Temperaturbereich $+20^{\circ}\text{C}$ bis -170°C ein nahezu proportionaler Verfestigungszusammenhang zwischen Verbundspannung und Betondruckfestigkeit herrscht. Für größere Stabendverschiebungen gilt dieser Zusammenhang allerdings nicht mehr für den gesamten betrachteten Temperaturbereich. Er kann nur für Stabendverschiebungen bis $v = 0,3$ mm und zwar im Temperaturbereich -60°C bis -170°C festgestellt werden.

Zwischen der Tieftemperatur-Spaltzugfestigkeit des Betons und den Verbundspannungen bzw. -festigkeiten konnte kein unmittelbarer Zusammenhang festgestellt werden.

3.3.2 Ergebnisse an versiegelten Proben

Wie schon in Abs. 2.1 dargelegt, entspricht diese Lagerungsart am ehesten den Verhältnissen, wie sie in den dicken Wänden in der Nähe der Stahldichthaut auftreten können.

Die Ergebnisse der Ausziehversuche an versiegelten Proben sind in den Bildern 19 bis 22 dargestellt. Die Prüftemperaturen betrugen $+20^{\circ}\text{C}$, -40°C , -60°C , -80°C , -100°C und -170°C . Je Prüftemperatur wurden in der Regel 3 Versuche durchgeführt. Die Art der Darstellung der Versuchsergebnisse entspricht jener für normalgelagerte Proben.

Auch hier wird - wie bei den normalgelagerten Proben - die Verbundspannung bei einer Stabendverschiebung von $v = 0,01$ mm im gesamten Temperaturbereich $+20^{\circ}\text{C}$ bis -170°C nur geringfügig von der Temperatur beeinflusst. Bei Stabendverschiebungen $v > 0,02$ mm

bewirkt eine Temperaturabsenkung eine deutliche Versteifung des Verbundes, die aber bei den foliengelagerten Proben nicht mehr - wie bei normalgelagerten Proben - proportional zur Temperaturänderung ausfällt. Besonders deutlich ist der sprunghafte Steifigkeitsanstieg des Verbundes bei -80°C . Die $\tilde{\tau}_v$ -v-Kurven, s. Bild 19, lassen sich für Prüftemperaturen von $+20^{\circ}\text{C}$ bis -100°C im gesamten Beanspruchungsbereich als geschlossene Linien darstellen.

Bei der Prüftemperatur von -170°C verändert sich das Verbundverhalten grundlegend. Schon bei kleinen Stabendverschiebungen rutscht der Bewehrungsstab schlagartig, wobei anschließend ein weiterer Festigkeitsanstieg beobachtet werden kann. Die ersten Verschiebungssprünge treten bei Stabendverschiebungen von ca. $v \geq 0,12 \text{ mm}$ ($\tilde{\tau}_v \geq 20 \text{ N/mm}^2$) auf und liegen in der Größenordnung $\Delta v < 0,15 \text{ mm}$. Bei Stabendverschiebungen $v > 0,2 \text{ mm}$ können Sprünge von $\Delta v > 0,2 \text{ mm}$ festgestellt werden, die dann sogar eine Größe von $\Delta v = 2,0 \text{ mm}$ erreichen können. Nach diesen Sprüngen war zwar eine weitere Laststeigerung möglich, meist führte sie jedoch bei nur geringem Verformungszuwachs zu schlagartigem Versagen der Proben durch Gleitbruch. Ein Spalten der Probekörper oder Rißbildungen an den Außenflächen konnte nicht beobachtet werden. Auch hier konnten nur 2 Probekörper bis zum Verbundbruch belastet werden, beim dritten Probekörper mußte der Versuch vorzeitig abgebrochen werden.

Die Verfestigung des Verbundes bei tiefen Temperaturen ist den Bildern 20 und 21 als Anstieg der Verbundspannungen bei unterschiedlichen Stabendverschiebungen und als Anstieg der bezogenen Verbundspannung zu entnehmen. Der Anstieg der Verbundtragfähigkeit ist bei allen Stabendverschiebungen $v \geq 0,1 \text{ mm}$ prinzipiell gleich. Bis -40°C ist die Steigerung der Verbundfestigkeit gegenüber der bei $+20^{\circ}\text{C}$ sanft und erreicht ca. 170 %. Bis -100°C folgt ein steilerer Anstieg auf ca. 330 %. Bei weiterer Tempera-

turabsenkung fällt die Festigkeitssteigerung wieder geringer aus und erreicht ca. 390 % bei -170°C . Auch hier dürfte die Begründung des steileren Festigkeitsanstieges im Bereich -40°C bis -100°C auf die Eisbildung in diesem Temperaturbereich zurückzuführen sein. Der Anstieg bei bereits -40°C gegenüber -60°C bei normalgelagerten Proben ist durch den höheren Wassergehalt der Proben zu erklären, da bei versiegelten Proben ein Austrocknen nicht möglich war.

Ob für versiegelte Proben eine Proportionalität zwischen den Verbundspannungen und der Betondruckfestigkeit bei entsprechender Temperatur vorliegt, konnte anhand der hier durchgeführten Versuche nicht festgestellt werden. Diese Proportionalität erscheint bei einer Stabendverschiebung von $v = 0,1$ mm noch näherungsweise gegeben, vgl. Bild 22. Bei Stabendverschiebungen $v \geq 0,2$ mm ist bei den Prüftemperaturen von $\lambda = -80^{\circ}\text{C}$ und -170°C dieser Zusammenhang undeutlich. Möglicherweise liegt dies zum einen bei -80°C am unterschiedlichen Wasserhaushalt der Ausziehkörper und der Begleitzyylinder und zum anderen bei -170°C am veränderten Verbundversagen.

3.3.3 Ergebnisse an wassergesättigten Proben

Die Ergebnisse der Ausziehversuche von unter Wasser gelagerten Proben sind in den Bildern 23 bis 26 dargestellt. Die Prüftemperaturen betrugen $+20^{\circ}\text{C}$, -60°C , -80°C , -100°C und -170°C . Je Prüftemperatur wurden in der Regel 3 Versuche durchgeführt. Die Art der Darstellung der Versuchsergebnisse entspricht jener der normalgelagerten Proben.

Im Gegensatz zu den normalgelagerten und versiegelten Proben übt bei wassergelagerten Proben eine Temperaturabsenkung auch schon bei einer Stabendverschiebung von $v = 0,01$ mm einen deutlichen Einfluß auf die Entwicklung der Verbundspannungen aus. Die Verbundsteifigkeit wächst in etwa mit der Temperaturabsenkung, nur im Temperaturbereich -60°C bis -100°C ist der Festigkeitsanstieg diskontinuierlich.

Wie schon bei den foliengelagerten Proben festgestellt, lassen sich auch bei den unter Wasser gelagerten Proben die τ_v -v-Kurven, s. Bild 23, bei Prüftemperaturen von $+20^\circ\text{C}$ bis -100°C als geschlossene Linien darstellen. Die Versuche bei -100°C mußten vor Erreichen der Verbundfestigkeit abgebrochen werden; dabei lag die erreichte Last nahe an der Zugfestigkeit des Bewehrungsstahles. Auch bei wassergelagerten Proben verändert sich das Verbundverhalten bei -170°C grundlegend. Schon bei kleinen Stabendverschiebungen rutscht der Bewehrungsstab schlagartig. Die sprunghafte Zunahme der Stabendverschiebung beginnt bei wassergesättigten Proben schon bei einer Stabendverschiebung $v = 0,03\text{ mm}$. Ab $v = 0,06\text{ mm}$ kann sie eine Größenordnung von $\Delta v = 0,05\text{ mm}$ erreichen. Bei größeren Stabendverschiebungen $v \geq 0,1\text{ mm}$ nehmen die Sprünge rapide zu und erreichen Werte von $\Delta v > 0,2\text{ mm}$. Auch hier ist zu beachten, daß nach einem großen sprunghaften Zuwachs der Stabendverschiebung v der Verbundbruch ohne wesentlichen Verformungszuwachs eintreten kann.

Die wassersatten Ausziehkörper konnten bei -170°C nicht bis zum Verbundbruch belastet werden. Trotzdem war es möglich, hierzu einige Auskunft zu erhalten: Es wurden Probekörper, die eine erste Abkühlung und Belastung bis nahe an die Zugfestigkeit des Bewehrungsstahles erfahren hatten, nach dem Auftauen erneut auf -170°C abgekühlt und belastet. Bei diesen Versuchen erfolgte nur noch ein großer Verschiebungssprung bei $v < 0,1\text{ mm}$. Anschließend trat der Verbundbruch ohne weiteren Verformungszuwachs ein. Ein Spalten der Probekörper oder Rißbildungen an den Außenflächen konnte bei allen Proben nicht festgestellt werden.

Die Verfestigung des Verbundes infolge tiefer Temperaturen ist in den Bildern 24 und 25 als Anstieg der Verbundspannungen bei unterschiedlichen Stabendverschiebungen und als Anstieg der bezogenen Verbundspannung zu entnehmen. Wie schon oben beschrieben, konnte die Verbundfestigkeit τ_{vu} nur für Temperaturen $T > -100^\circ\text{C}$ ermittelt werden. Der Anstieg der ermittelten Verbundspannungen ist bei allen Stabendverschiebungen prinzipiell gleich.

Für kleine Stabendverschiebungen $v = 0,01$ mm fällt bei Temperaturen $\vartheta < -100$ °C die ermittelte Verbundspannung ab, bei Stabendverschiebungen $v \geq 0,1$ mm fällt in diesem Bereich der Spannungszuwachs nur noch gering aus. Im Temperaturbereich -60 °C bis -100 °C ist die Steigung des Spannungszuwachses diskontinuierlich. Dies kann wieder die Eisbildung mit Veränderung in der Tragfähigkeit der wassergesättigten Proben hervorgerufen haben. Gerade bei wassergesättigten Proben hat der Eisbildungsprozeß eine grundlegende Bedeutung für die Betonfestigkeit.

Eine Proportionalität zwischen Verbundspannungen im Tieftemperaturbereich und der Betondruckfestigkeit bei entsprechenden Temperaturen ist am ehesten für eine Stabendverschiebung von $v = 0,3$ mm gegeben, s. Bild 26. Bei kleiner Stabendverschiebung ist eine Temperaturabhängigkeit undeutlich, da die Linien $\tilde{\sigma}_v(\vartheta)/\beta_c(\vartheta)$ von $+20$ °C bis -170 °C i.M. leicht ansteigen. Für die Verbundfestigkeit konnte dieser Zusammenhang wegen fehlender Versuchsergebnisse bei Temperaturen $\vartheta \leq -100$ °C nicht angegeben werden.

3.3.4 Gegenüberstellung der Versuchsergebnisse bei unterschiedlicher Lagerung

Der Einfluß der Lagerungsart auf das Verbundverhalten bei Tieftemperatur wird besonders aus der Darstellung der bezogenen Verbundspannungen deutlich, s. Bild 27, in der der Einfluß unterschiedlicher Betonausgangsfestigkeiten eliminiert ist.

Bei Stabendverschiebungen $v \leq 0,3$ mm treten bei normalgelagerten und versiegelten Proben geringe Unterschiede im Verbundspannungszuwachs infolge TT auf. Nur im Temperaturbereich -40 °C bis -80 °C zeigen versiegelte Proben einen stärkeren Zuwachs. Aus der Spreizung der Linien für unterschiedliche Stabendverschiebungen ist die ähnliche Versteifung des Verbundes infolge Tieftemperatur bei normalgelagerten und versiegelten Proben gut ablesbar.

Die Lagerung der Ausziehkörper unter Wasser führt zu einer wesentlichen Versteifung des Verbundes bei tiefen Temperaturen. Schon bei geringen Stabendverschiebungen wird nahezu die Verbundfestigkeit erreicht: z.B. bei -80°C erreicht die Verbundspannung bei einer Stabendverschiebung von $v = 0,1 \text{ mm}$ 65 % der Verbundfestigkeit.

Die Verbundfestigkeit wird sowohl durch Temperatur als auch durch die Lagerungsart beeinflusst. Der maßgebliche Anteil des Festigkeitszuwachses wird durch die Tieftemperatur erzeugt, die Lagerungsart bewirkt einen geringen Anteil. Die Festigkeitssteigerung fällt bei wassergesättigten Proben am größten aus, tendentiell geringer bei versiegelten und noch geringer bei normalgelagerten.

Während die τ_v -v-Kurven bei allen Proben und Lagerungsarten bis zu Prüftemperaturen von -100°C als geschlossene Linien dargestellt werden können, verändert sich das Verbundverhalten bei -170°C grundlegend. Bei normalgelagerten Proben versagen die Ausziehkörper schlagartig bei Erreichen der Verbundfestigkeit. Bei versiegelten und wassergesättigten Proben können schon bei geringen Stabendverschiebungen sprunghafte Schlupfzuwächse registriert werden. Die Größe dieser Schlupfzuwächse steigt mit steigender Belastung an und führt schließlich ohne weiteren Verformungszuwachs zum schlagartigen Versagen. Allerdings konnte an keiner Probe ein Spalten oder Risse an den Außenflächen beobachtet werden.

Auf das Verformungsvermögen der Verbundzone übt die Lagerungsart einen nur geringen Einfluß aus. In Bild 28 ist die Stabendverschiebung v_u bei Erreichen der Verbundfestigkeit für den Temperaturbereich $+20^{\circ}\text{C}$ bis -170°C aufgetragen. Die Unterschiede ergeben sich als Folge unterschiedlicher Betonherstellungen. Wird die Stabendverschiebung $v_u(\sqrt{f})$ auf die bei $+20^{\circ}\text{C}$ $v_u(+20^{\circ}\text{C})$ bezogen, so ergibt sich für alle Lagerungsarten ein einheitliches Verhalten. Die Stabverschiebung v_u zeigt ein deutliches Maximum

im Temperaturbereich -60°C bis -100°C . Bei weiterer Temperaturabsenkung verringert sich das Verformungsvermögen und sinkt unterhalb des bei RT festgestellten Werts.

3.4 Funktionelle Beschreibung des Verbundverhaltens im Tieftemperaturbereich

Mit der funktionalen Beschreibung des Verbundverhaltens - Verbundgesetz - zwischen Beton und Bewehrungsstahl unter Berücksichtigung der Verschieblichkeit in der Verbundzone haben sich schon zahlreiche Forscher befaßt. Zum großen Teil basieren diese Verbundgesetze auf Ausziehversuchen, die den Zusammenhang von Verbundspannung und Stabendverschiebung als Potenzfunktion angeben. So z.B. nach Martin /9/:

$$\tau_v/\beta_w = k_0 + k_1 \cdot v^m$$

bzw. bei Vernachlässigung des ohnehin kleinen Adhäsionsterms k_0 nach Noakowski /10/:

$$\tau_v/\beta_w = k \cdot v^m$$

Mit diesen Gesetzen gelingt aber nur im Bereich mäßig hoher Beanspruchung (Gebrauchsspannungszustand) eine zutreffende Anpassung an die Versuchsergebnisse. Die o.g. Funktionen besitzen kein Maximum. Damit ist mit ihnen weder der Bereich in Nähe der Verbundfestigkeit (Gleitbruch) noch der abfallende Ast der τ_v - v -Kurven im weggesteuerten Ausziehversuch beschreibbar.

Da, wie in Abs. 3.3 beschrieben, bei tiefen Temperaturen $\mathcal{V} = -170^{\circ}\text{C}$ sprunghafte Zunahmen der Stabendverschiebungen festgestellt wurden, die zu einem verformungslosen Verbundversagen durch Gleitbruch führten, erscheint hier eine Begrenzung der ausnutzbaren Verschieblichkeit des Verbundes von vornherein als sinnvoll. Weil weiterhin mit dem Ansatz von Noakowski /10/ eine

geschlossene Lösung für die Ermittlung der Einleitungslänge existiert, wurde diese Potenzfunktion der Auswertung der Ausziehversuche zugrundegelegt. Dabei wurde die maximale Stabendverschiebung mit $v \leq 0,3$ mm begrenzt.

Wie bereits in Abs. 3.3 beschrieben, konnte die Normierung der Verbundspannung auf die Betondruckfestigkeit im Tieftemperaturbereich noch nicht abgesichert angegeben werden. Daher wurde das Gesetz nach Noakowski geringfügig in folgender Art modifiziert:

$$\tau_v(\mathcal{T}) = a(\mathcal{T}) \cdot v^{b(\mathcal{T})}$$

Die Ergebnisse der Kurvenanpassungen für die gemittelten Versuchsergebnisse von normalgelagerten, versiegelten und wassergesättigten Proben sind in den Bildern 29 bis 31 dargestellt. Die Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen, vgl. Bild 15, 19 und 23 ist zufriedenstellend. Zu beachten ist, daß die Sprünge in den τ_v -v-Kurven bei -170 °C durch eine Funktion nicht beschreibbar sind. Hier wurde eine geglättete Darstellung gewählt.

Die Veränderung des Faktors a und des Exponenten b in Abhängigkeit von der Temperatur ist in Bild 32 dargestellt. Auch hier ist wieder deutlich erkennbar, daß auch für die Kurvenanpassung ein direkter Zusammenhang zwischen Betondruckfestigkeit und Verbundspannung anhand der Versuchsergebnisse noch nicht angegeben werden kann. Dies wird durch die Auftragung des Koeffizienten a bezogen auf die Betondruckfestigkeit β_c verdeutlicht. vgl. Bild 32. Am ehesten gilt der direkte Zusammenhang für wassergelagerte Probekörper. Bei normalgelagerten und versiegelten Proben ergeben sich - wie die Darstellungen 18, 22 und 26 zeigen - entsprechende Abweichungen. Auch für den Exponenten b kann anhand dieser Versuchsergebnisse noch kein allgemeingültiger Ansatz für den Tieftemperaturbereich gewagt werden. Aus diesem Grunde sollen hier auch noch keine weiterreichende Lösungen angeboten werden. Zur Absicherung dieser Ergebnisse sind noch Untersuchungen erforder-

lich, die auch weitere wesentliche Einflußgrößen auf das Verbundverhalten, wie z.B. Lage des Bewehrungsstahles im Stahlbetonkörper usw., berücksichtigen. Allerdings können anhand der bis jetzt gewonnenen Ergebnisse erste überschlägliche Lösungen z.B. für Verankerungslängen gewonnen werden.

3.5 Ergebnisse der Ausziehversuche nach Tieftemperaturzyklen

Untersuchungen zu den mechanischen Eigenschaften von Beton nach Tieftemperaturzyklen haben gezeigt, daß diese Zyklen die Festigkeiten, den E-Modul etc., erheblich beeinflussen können. Dabei spielt der Feuchtigkeitsgehalt des Betons die entscheidende Rolle. Aber auch Zyklenanzahl, Temperatur, Abkühlgeschwindigkeit, W/Z-Wert u.a.m. können Einfluß nehmen. Um beurteilen zu können, inwieweit durch Tieftemperaturzyklen auch die Verbundfestigkeit beeinflußt wird, wurden weitere Ausziehversuche durchgeführt. Die dabei verwendete Probekörpergeometrie, Probekörperherstellung, Baustoffe, Lagerungsart, Versuchsdurchführung und Meßtechnik entsprachen im wesentlichen der in Abschnitten 2, 3.1 und 3.2. Wegen der Vielzahl der Parameter wurde hier allerdings nur eine einzige Lagerungsart untersucht. Dafür wurde die für baupraktische Belange wesentliche Lagerungsart - Versiegelung der Proben - gewählt.

Die Temperaturbeanspruchung der Probekörper durch Zyklen wurde in einer gesonderten Kältekammer aufgebracht. Die Abkühlgeschwindigkeit und Erwärmungsgeschwindigkeit betrug wie zuvor $0,5^{\circ}\text{C}/\text{min}$. Da bekanntermaßen, vgl. /11/, eine mögliche Schädigung durch Tieftemperatur bereits bei -80°C weitgehend abgeschlossen ist, wurden auch hier die Proben nur bis ca. -90°C abgekühlt. Die Zulässigkeit dieses Schrittes ist auch aus dem thermischen Dehnverhalten des verwendeten Betons ableitbar, s. Bild 1, da der Beton bei Temperaturen unter -80°C nur noch eine lineare Kontraktion aufweist. Zur vollständigen Temperaturkompensation wurden die maximalen Temperaturen $+20^{\circ}\text{C}$ und -92°C - für 2,0 Std. festgehalten.

Nach Durchführung der vorgesehenen Tieftemperaturzyklen wurden die Proben in den Versuchsstand eingebaut und bei +20 °C geprüft. Die Prüfung erfolgte nach 1, 3, 5, 10 und 15 Tieftemperaturzyklen und zum Vergleich bei +20 °C ohne vorherige Tieftemperaturbeanspruchung. Pro Zyklus wurden 3 Versuche durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Ausziehversuche sind in den Bildern 33 bis 35 dargestellt, dabei sind in Bild 33 sowohl die Mittelwerte als auch die Ergebnisse aller Einzelversuche eingetragen, in Bild 34 nur die Mittelwerte und in Bild 35 die Mittelwerte mit dem Streuband der Einzelergebnisse.

Aus der Darstellung der auf die Verbundfestigkeit bei +20 °C ohne vorherige Temperaturbeanspruchung bezogenen Verbundspannung ist der prozentuale Abfall der Verbundspannungen infolge zyklischer Temperaturbeanspruchung direkt ablesbar. Nach 15 Zyklen beträgt dieser Abfall für die Verbundfestigkeit ca. 35 % und entspricht damit in etwa den bekannten Abfällen der Druck- und Spaltzugfestigkeit von Beton /11/.

Die gemessene Stabendverschiebung bei Erreichen der Verbundfestigkeit nimmt mit steigender Zyklenanzahl zu. Hier kann eine Korrelation zwischen Abnahme der Verbundfestigkeit und Zunahme der zugehörigen Stabendverschiebung festgestellt werden. Zusammenfassend kann aus diesen Versuchen gefolgert werden, daß zyklische Temperaturbeanspruchungen zu einer Verringerung der Verbundfestigkeit und -steifigkeit führen.

4. VERSUCHE ZUR BESTIMMUNG DES INNEREN ZWANGES IN STAHLBETONBAUTEILEN INFOLGE ABKÜHLUNG

4.1 Allgemeines

Bei Normaltemperatur ist es im Stahlbetonbau berechtigt, vom identischen Temperaturdehnverhalten des Betons und des Bewehrungsstahles auszugehen. Im Tieftemperaturbereich muß diese Voraussetzung fallengelassen werden. Wie die Bilder 1, 6, 37 und 43 zeigen, können insbesondere bei sehr feuchten Betonen beträchtliche Unterschiede im thermischen Dehnverhalten zwischen Beton und Bewehrungsstahl auftreten, die in Stahlbetonbauteilen durch den Verbund zwischen Beton und Stahl behindert werden. Der hieraus resultierende innere Zwang kann eine erhebliche Vorbelastung des Verbundes, zusätzliche Zugspannung im Bewehrungsstahl (Selbstvorspannung) und entsprechende Druckspannungen im Beton hervorrufen, s. auch /14/.

Die Größe dieser Eigenspannungen unter Berücksichtigung unterschiedlicher Feuchten - Lagerungsart und W/Z-Faktor - sollten mit Hilfe von 8 Versuchskörpern bestimmt werden, die so ausgebildet wurden, daß ein unmittelbarer Bezug zu den bereits durchgeführten Ausziehversuchen möglich war.

4.2 Herstellung der Versuchskörper

Form und Bewehrungsgrad der Versuchskörper zur Bestimmung des inneren Zwanges sollte denen bei den Ausziehversuchen nach Abschnitt 3 verwendeten entsprechen. Daher wurden Betonzyylinder gewählt mit einem Durchmesser von 15 cm und einer Höhe von 1 m.

Bei den Untersuchungen wurden 2 Betongüten verwendet - B25 mit einem Mischungsverhältnis 1 : 6,4 : 0,8 und B45 mit 1 : 5,4 : 0,6 -, vgl. Tabelle 1. Da bei den hier verwendeten Betonen bei Normallagerung und versiegelter Lagerung nur geringe Unterschiede

Versuchskörper- bezeichnung	Betonart PZ-Beton	Lagerungsart	Bewehrung BSt 420/500 RU
Z 1	1:5,4:0,6	unter Wasser	Ø 16, $f_R=0,067$
Z 2	1:5,4:0,6	unter Wasser	--
Z 3	1:5,4:0,6	in Folie	Ø 16, $f_R=0,067$
Z 4	1:5,4:0,6	in Folie	--
Z 5	1:6,4:0,8	unter Wasser	Ø 16, $f_R=0,067$
Z 6	1:6,4:0,8	unter Wasser	--
Z 7	1:6,4:0,8	in Folie	Ø 16, $f_R=0,067$
Z 8	1:6,4:0,8	in Folie	--

Tabelle 2 : Bezeichnung und Ausbildung der Versuchskörper zur
Bestimmung der Zwangsbeanspruchung bei Abkühlung

im thermischen Dehnverhalten festgestellt werden konnten, wurde bei diesen Untersuchungen die Lagerungsart auf Lagerung in Folie und Lagerung unter Wasser beschränkt. Je nach Betongüte und Lagerungsart wurde je ein unbewehrter Betonzyylinder hergestellt, um die zwängungsfreie thermische Dehnung des Betons repräsentativ bestimmen zu können, und für die Bestimmung des inneren Zwanges je ein Betonzyylinder mit mittig einbetoniertem Bewehrungsstab. Als Bewehrung wurde ein handelsüblicher Betonstahl BSt 420/500 RU mit einem Durchmesser $d_s = 16 \text{ mm}$ und einer bezogenen Rippenfläche $f_R = 0,067$ gewählt, vgl. Abs. 2.2. Ausbildung, Bezeichnung und Lagerungsart der Versuchskörper ist in Tabelle 2 zusammengefaßt.

Zur Messung der auftretenden Zwangsdehnungen wurde der Bewehrungsstab mit 7 tieftemperaturgeeigneten CuNi-Dehnmeßstreifen beklebt, wobei zur Temperaturkontrolle neben jedem DMS ein Thermoelement vorgesehen wurde. Nach Abschluß der Lagerungszeit > 120 Tage und unmittelbar vor dem Versuch wurden auf die Betonoberfläche zwei weitere DMS und Meßplättchen für die Dehnungsmessung mit einem Setzdehnungsmesser (Basislänge 10 cm) geklebt. Auch hier wurden zur Temperaturkontrolle neben jedem DMS ein Thermoelement vorgesehen. Die Lage der Meßstellen kann Bild 36 entnommen werden.

4.3 Versuchseinrichtung und -durchführung

Das thermische Dehnverhalten der verwendeten Baustoffe wurde vor den Versuchen zum inneren Zwang in einem Dilatometer bestimmt. Dazu wurden Bewehrungsstahlproben $\varnothing 16 \text{ mm}$, $h = 16 \text{ cm}$ und gesonderte Betonzyylinder $\varnothing 8 \text{ cm}$, $h = 16 \text{ cm}$ verwendet. Die Betongüte und die Lagerungsart waren die gleiche wie zuvor beschrieben. Die Ergebnisse sind in den Bildern 6, 37 und 43 dargestellt. Die zusätzliche Bestimmung des thermischen Dehnverhaltens der verwendeten Betone an gesonderten Betonzyindern diente dazu, erstens, um damit die auftretenden Zwangsdehnungen abschätzen zu können und zweitens, um den Nachweis zu führen, daß Dehnungsmessungen auch an verhältnismäßig kleinen Betonkörpern repräsentativ sind.

Da die gelieferten tieftemperaturgeeigneten DMS für einen Nickelstahl kompensiert waren, wurden für alle Stahl-DMS in Vorversuchen Nulllinien für den Temperaturbereich $+20^{\circ}\text{C}$ bis -170°C erstellt, so daß bei der Versuchsdurchführung zur Bestimmung des inneren Zwanges die Stahlzwängung direkt aus der Differenz Meßwert und Nulllinie ermittelt werden konnte. Die Eliminierung der scheinbaren Dehnung der Beton-DMS erfolgte durch zusätzliche DMS, die auf einen Quarzstab aufgeklebt waren und in der Kältekammer mit abgekühlt wurden. Da Quarz im Tieftemperaturbereich keine nennenswerte thermische Dehnung erfährt, ergab sich die thermische Dehnung des Betons aus der Differenz der Meßwerte am Versuchskörper und am Quarzstab. Zur Kontrolle der Beton-DMS wurde die Betondehnung an der Oberfläche des Verbundkörpers zusätzlich mit einem 10 cm Setzdehnungsmesser gemessen. Die Messung erfolgte durch kurzfristiges Öffnen der Kammertür, so daß die Meßergebnisse nicht verfälscht wurden. Dies hatten frühere Vergleichsmessungen gezeigt.

Mit einem Quarzglasdilatometer sollte zusätzlich noch auf einer Seite die Stabendverschiebung des Bewehrungsstabes gegenüber dem umgebenden Beton gemessen werden. Bei den Versuchen stellte sich leider heraus, daß bei dem vorgesehenen Meßprogramm eine solche Messung nicht möglich war. Das Öffnen der Kammer zur Messung der Betondehnung mit den Setzdehnungsmessern führte zwar nur zu kleinen mechanischen Störungen und zu geringfügigen Vereisungen am Dilatometer durch Kondensatbildung, wegen der erforderlichen großen Auflösung der Meßergebnisse aber wurden die gewonnenen Stabendverschiebungen unbrauchbar.

Zur Versuchsdurchführung wurden jeweils ein Dehnkörper mit einbetoniertem mittigen Bewehrungsstab und ein entsprechender unbewehrter Dehnkörper in eine Kältekammer gestellt und stufenweise abgekühlt. Die Dehnungsmessung erfolgte, sobald an ungünstigster Stelle die Temperaturdifferenz zwischen Betonoberfläche und Bewehrungsstahl $\leq 4^{\circ}\text{C}$ betrug.

4.4 Versuchsergebnisse zur Bestimmung des inneren Zwanges

Die ausgewerteten Meßdaten der Dehnkörper aus Beton B45 bei Wasserlagerung und versiegelter Lagerung sind in den Bildern 38 bis 41 und die der Dehnkörper aus Beton B25 bei entsprechender Lagerung in den Bildern 44 bis 47 dargestellt.

Die Bilder 38, 40, 44 und 46 zeigen das thermische Dehnverhalten des Bewehrungsstabes. Die gestrichelte Linie gilt für den nicht einbetonierten, zwangsfreien Stab. Dieser zieht sich bei Abkühlung erwartungsgemäß nahezu linear zusammen. Die durchgezogenen Linien gelten für die im Verbundkörper gemessenen Stahldehnungen. Durch die Expansion des Betons im Temperaturbereich $-20/-60^{\circ}\text{C}$ wird dem Bewehrungsstab eine positive Dehnung aufgezwungen, die um so deutlicher ausfällt, je feuchter (abhängig von der Lagerungsart) der Beton ist. Bei wassergelagerten Proben betragen diese Zwangsdehnungen bis zu einem 1‰ bei versiegelten Proben erreichen sie 0,1‰ bei B45 bzw. 0,28‰ bei B25. Die Meßstellen 1 bis 3 und 6 und 7 lagen im Einleitungsbereich der Verbundspannungen. In diesem Bereich steigt die Zwangsspannung des Bewehrungsstabes von 0 an der Betonoberfläche (Zylinderstirnfläche) bis zur vollen Zwangsspannung an, die sich bei unverschieblichem Verbund aus der thermischen Dehnungsdifferenz zwischen Beton und Stahl im Inneren des Betonzyinders ergibt. Im Einleitungsbereich dagegen liegt verschieblicher Verbund vor, so daß wegen des Verbundschlupfes hier die Zwangsdehnungen abgebaut werden können und so der Stahl eine geringere vom Beton aufgezwungene Expansion als im Inneren erfährt. Die Einleitungslänge beträgt bei versiegelten Proben weniger als 5 bzw. 10 cm, während sie bei wassergelagerten Proben weit ins Innere des Betonzyinders hineinreicht. An den Meßstellen 4 und 5, nach 40 cm, ist aber auch in diesem Fall der volle Zwang wirksam.

In den Bildern 41 und 47 sind die resultierenden Dehnungen des Betons dargestellt. Diese wurden mit den DMS, mit dem Setzdeh-

nungsmesser auf der Oberfläche des Verbundkörpers und des Betonzyinders gemessen. Wegen des nur geringen Zwanges bei versiegelten Proben fallen die Meßergebnisse fast zusammen. Der Unterschied zwischen zwängungsfreien Betondehnungen und Betondehnungen des Verbundkörpers war bei Folienlagerung nicht meßbar.

Die Bilder 39 und 45 zeigen für wassergelagerte Proben das zwangsfreie thermische Dehnverhalten des Bewehrungsstahles und des Betons sowie die für den Mittenbereich des Verbundkörpers maßgebende, mittlere Zwangsdehnung des Stahles und des Betons. Auf eine entsprechende Darstellung der Ergebnisse für versiegelte Proben wurde verzichtet, da die geringen Unterschiede zwischen der Zwangsdehnung des Betons und des Stahls einerseits, sowie der zwängungsfreien Betondehnung andererseits, nicht mehr meßbar waren, so daß diese Kurven übereinander fallen. Für die wassersatten Verbundkörper ergibt sich jeweils eine gute Übereinstimmung zwischen der auf der Betonoberfläche gemessenen Betondehnung und der mittleren Dehnung des Bewehrungsstabes.

4.5 Analytische Herleitung der Zwangsbeanspruchung

Durch das unterschiedliche thermische Dehnverhalten von Beton und Bewehrungsstahl entsteht infolge Abkühlung eine Zwangsbeanspruchung. Die Größe dieser Zwangsbeanspruchung wird im wesentlichen durch die Feuchte des verwendeten Betons beeinflusst. Da eine allgemeingültige, alle Parameter umfassende Beschreibung des thermischen Dehnverhaltens von Beton noch nicht gelungen ist, kann eine analytische Lösung zur Bestimmung der Zwangsbeanspruchung von Stahlbetonbauteilen nur dann gelingen, wenn für die verwendeten Baustoffe Temperaturdehnzahl und Elastizitätsmodul im betrachteten Temperaturbereich bekannt sind. Unter den in Bild 50 dargestellten Voraussetzungen lassen sich die thermischen Zwangsbeanspruchungen für einen langen Betonzyylinder mit mittigem Bewehrungsstab herleiten.

Bei Voraussetzung unverschieblichen Verbundes, der bei einem langen, mittig bewehrten Betonzyylinder außerhalb der Einleitungsbereiche vorliegt, ergeben sich die Stahlzugspannungen und die Betondruckspannungen infolge unterschiedlicher thermischer Dehnung aus dem Gleichgewicht der inneren Kräfte und der Verträglichkeit der Dehnungen zu:

$$\sigma_s = \frac{E_s(\vartheta)}{1 + n\mu} (\vartheta - 20^\circ\text{C}) (\alpha_b - \alpha_s)$$

$$\sigma_b = - \sigma_s \cdot \mu$$

Die zwängungsfreien Dehnungen von Beton und Bewehrungsstahl sowie die des Verbundkörpers sind in Bild 49 schematisch dargestellt. In diesem Bild werden die reinen thermischen Zwangsdehnungen des Bewehrungsstahls mit $\bar{\epsilon}_{\vartheta_s}$ und die des Betons mit $\bar{\epsilon}_{\vartheta_b}$ bezeichnet. Sie hängen wie folgt zusammen:

$$\bar{\epsilon}_{\vartheta_b} = - \bar{\epsilon}_{\vartheta_s} n \cdot \mu$$

Aus den gewonnenen Meßergebnisse, s. Abs. 4.4, und unter Zugrundelegung der geometrischen Kennwerte, lassen sich damit die Zwängungsspannungen infolge Abkühlung eines mittig bewehrten, langen Betonzyinders berechnen. Die hierfür erforderlichen Meßwerte und die Berechnungsergebnisse sind in Tabelle 3 zusammengefaßt. Darin werden die Werte für die Betonfläche $A_b = 174,7 \text{ cm}^2$, für den Stahlquerschnitt $A_s = 2,01 \text{ cm}^2$ und damit für den Bewehrungsgrad $\mu = 1,15 \%$ entsprechend der Probekörpergeometrie angesetzt. Die Elastizitätsmodule für Bewehrungsstahl und Beton wurden bei $+20^\circ\text{C}$ bestimmt; die Tieftemperaturwerte wurden nach bekannten Abhängigkeiten ermittelt /13/. Die zwangsfreie Dehnung des Betons $\epsilon_b(\vartheta)$ und des Bewehrungsstahles $\epsilon_s(\vartheta)$ sowie die reinen Zwangsdehnungen $\bar{\epsilon}_{\vartheta_b}$ und $\bar{\epsilon}_{\vartheta_s}$ wurden den Versuchsergebnissen entnommen, s. Bilder 38 bis 41 und 44 bis 47. Die mittlere Feuchte der Probekörper u_m wurde nach den Versuchen an Bruchstücken der Verbundkörper bestimmt. Dabei gilt die 1. Reihe der Tabelle 3 für

den reinen Betonzyylinder, die 2. Reihe für den Verbundkörper. Durch die direkte Proportionalität zwischen Betonzwangsdehnung und Stahlzugsdehnung können die Versuchsergebnisse überprüft werden, s. Tabelle 3, Versuchsergebnisse $\bar{\epsilon}_{sb}$ und Rechnung $\bar{\epsilon}_{sb}$. Leider konnte eine völlige Übereinstimmung nicht erzielt werden. Größere Unterschiede treten besonders bei den wässersatten Proben auf, die auf der unterschiedlichen relativen Feuchte der Betonzyylinder und der Verbundzyylinder trotz gleicher Lagerungsart und -dauer beruhen dürften. Daher wurden nach der Durchführung der Versuche repräsentative Zylinderviertel mit einer Höhe $h = 16$ cm aus der Mitte der Verbundkörper herausgebrochen. An diesen Stücken wurde dann das zwängungsfreie thermische Dehnverhalten im Dilatometer bestimmt, s. Bilder 42 und 48. Die Unterschiede im thermischen Dehnverhalten infolge unterschiedlicher Feuchte des Verbundkörperbetons und des zwängungsfreien Betons sind als $\Delta\epsilon_b^*$ in der Tabelle 3 enthalten. Bei Berücksichtigung dieses Korrekturwertes ergeben sich hinreichende Übereinstimmungen der Versuchsergebnisse mit der Rechnung.

Die auftretenden Zwangsbeanspruchungen werden von der Betongüte und damit vom W/Z-Wert weniger beeinflusst als von der Lagerungsart. Die Stahlzugspannungen infolge unterschiedlicher thermischer Dehnung erreichen bei Wasserlagerung bei Temperaturen unter -50°C ca. 200 N/mm^2 , bei versiegelter Lagerung nur $20 \div 60 \text{ N/mm}^2$. Die auftretenden Betondruckspannungen erreichen bei Lagerung unter Wasser ca. -2 bis $-2,5 \text{ N/mm}^2$, bei versiegelter Lagerung nur unbedeutende Größen.

N [°C]	Beton Lagerung	PZ-Beton 1:5,4:0,6		PZ-Beton 1:6,4:0,8		
		unter Wasser	in Folie	unter Wasser	in Folie	
+20	E_S [N/mm ²]	206000		206000		Versuchsergebnisse
	E_b [N/mm ²]	27170		23570		
	U_m [%]	6,71	6,02	7,60	6,94	
		6,44	5,54	7,37	6,75	
-100	$\varepsilon_S(N)$ [%]	-1,275	-1,275	-1,275	-1,275	Versuchsergebnisse
	$\varepsilon_b(N)$ [%]	-0,21	-1,185	-0,20	-1,00	
	$\bar{\varepsilon}_{NS}$ [%]	0,97	0,10	0,87	0,23	
	$\bar{\varepsilon}_{Nb}$ [%]	-0,095	~0	-0,208	~0	
	$E_{S_{\text{Rechnung}}}$ [N/mm ²]	218100		218100		Rechnung
	$E_{b_{\text{Rechnung}}}$ [N/mm ²]	40755		35355		
	$\bar{\varepsilon}_{Nb}$ [%]	-0,060	-0,006	-0,062	-0,020	
	$\Delta\varepsilon_b^*$ [%]	0,10	~0	0,26	~0	
	$\sigma_{S_{\text{Rechnung}}}$ [N/mm ²]	211,6	21,8	189,3	60,0	
	$\sigma_{b_{\text{Rechnung}}}$ [N/mm ²]	-2,4	-0,2	-2,2	-0,7	
-165	$\varepsilon_S(N)$ [%]	-1,32	-1,82	-1,32	-1,82	Versuchserge.
	$\varepsilon_b(N)$ [%]	-0,85	-1,80	-0,77	-1,70	
	$\bar{\varepsilon}_{NS}$ [%]	0,95	0,09	0,85	0,16	
	$\bar{\varepsilon}_{Nb}$ [%]	-0,015	~0	-0,26	~0	
	E_S [N/mm ²]	226600		226600		Rechnung
	E_b [N/mm ²]	48906		42426		
	$\bar{\varepsilon}_{Nb}$ [%]	-0,051	-0,005	-0,052	-0,010	
	$\Delta\varepsilon_b^*$ [%]	0,18	~0	0,26	-	
	$\sigma_{S_{\text{Rechnung}}}$ [N/mm ²]	216,4	20,4	193,3	35,1	
	$\sigma_{b_{\text{Rechnung}}}$ [N/mm ²]	-2,5	-0,2	-2,2	-0,4	

Tabelle 3: Ermittlung der Zwangsbeanspruchung

5. FOLGERUNG FÜR DIE BAUPRAXIS

In der vorliegenden Forschungsarbeit werden systematische Untersuchungen zum Verbundverhalten von Beton und Bewehrungsstahl im Temperaturbereich von $+20\text{ }^{\circ}\text{C}$ bis $-170\text{ }^{\circ}\text{C}$ sowie Versuche zur Bestimmung der auftretenden Zwangsbeanspruchung in Stahlbetonbauteilen bei Abkühlung infolge unterschiedlichen thermischen Dehnverhaltens von Beton und Stahl vorgestellt. Dabei wurde der für die Tieftemperatureigenschaften des Betons wesentliche Einflußfaktor - die Betonfeuchte - in Form unterschiedlicher Lagerungsarten als Parameter eingeführt. Diese waren Normallagerung ($20\text{ }^{\circ}\text{C}$, 65 % rel. Feuchte), versiegelte Lagerung und Lagerung unter Wasser. Die Lagerungsarten bei 20/65 und unter Wasser stellen Extrembedingungen dar, die bei massiven Bauteilen wie die eines LNG-Lagerbehälters nur in Randbereichen oder bei Wassereinbrüchen auftreten können. Die versiegelte Lagerung, bei der weitgehend Feuchteverluste bzw. Feuchtezufuhr ausgeschlossen werden, trifft sehr gut die realen Verhältnisse, wie sie im Inneren massiger Bauteile auftreten. Daher sollen Folgerungen für die Baupraxis vorab nur für diese Lagerungsart formuliert werden:

1. Die Steigerung der Verbundfestigkeit durch tiefe Temperaturen ähnelt der der Betondruckfestigkeit. Der für Raumtemperatur gefundene proportionale Zusammenhang zwischen der Verbundspannung $\tau_v(v)$ und der Zylinder- oder Würfeldruckfestigkeit des Betons kann zumindest für den gesamten Temperatur- und Verbundspannungsbereich bei TT als noch nicht abgesichert betrachtet werden.

2. Die Steigerung der Verbundfestigkeit bei $-170\text{ }^{\circ}\text{C}$ beträgt gegenüber der bei $+20\text{ }^{\circ}\text{C}$ ca. 390 %.

3. Die Beschreibung des Verbundverhaltens im Tieftemperaturbereich gelingt für Verformungen im Gebrauchslastbereich mit einfachen Funktionen. Mit diesen können die erforderlichen Verankerungs- und Eintragungslängen ohne Schwierigkeiten bestimmt werden.

4. Bei Prüftemperaturen $\vartheta = -170\text{ }^{\circ}\text{C}$ verändert sich das Verbundverhalten gegenüber dem bei Temperaturen von $+20\text{ }^{\circ}\text{C}$ bis $-100\text{ }^{\circ}\text{C}$ grundlegend. Es treten erhebliche sprunghafte Relativverschiebungen auf, nach denen dann ein verformungsloser Verbundbruch auftritt. Hier erscheint eine Begrenzung der maximalen Verbundverschieblichkeit auf $v = 0,1\text{ mm}$ bis $0,2\text{ mm}$ als unumgänglich. Diese Begrenzung könnte über maximal zulässige Rißbreiten von $w \approx 0,2$ bis $0,4\text{ mm}$ erfolgen.

5. Bei größeren Verformungen bzw. Verbundverschiebungen, wie sie z.B. bei Störfällen auftreten können, und Temperaturen $\vartheta < -100\text{ }^{\circ}\text{C}$, sollten die sprunghaften Zunahmen der Relativverschiebung zwischen Beton und Bewehrungsstahl mit anschließendem verformungslosen Verbundversagen beachtet werden.

6. Zyklische Temperaturbeanspruchungen im Bereich $+20\text{ }^{\circ}\text{C}$ bis $-100\text{ }^{\circ}\text{C}$ und darunter bewirken Verluste in der Verbundfestigkeit, die denen der Betonfestigkeiten in etwa entsprechen. Nach 15 Tieftemperaturzyklen verringert sich die Verbundfestigkeit auf 65 % der Ausgangsfestigkeit. Bei Beanspruchung unterhalb der Verbundfestigkeit entsprechen die Tragfähigkeitsverluste nach Temperaturzyklen denen der Verbundfestigkeit.

7. Versiegelt gelagerte Betonproben weisen gegenüber dem Stahl nur geringe Unterschiede im thermischen Dehnverhalten auf. Entsprechend gering sind die maximalen Zwängungsbeanspruchungen bei Abkühlung. Die dabei auftretenden Stahlzugspannungen liegen bei 60 N/mm^2 , die Betondruckspannungen können vernachlässigt werden.

8. Bei bekannten thermischen Dehnverhalten und bekannten Elastizitätsmodulen der Baustoffe für den Tieftemperaturbereich kann die Zwängungsbeanspruchung infolge Abkühlung rechnerisch erfaßt werden. Mit bekannten Verbundgesetzen gelingt auch die Beschreibung für Einleitungsbereiche.

Die genannten Ergebnisse können zur Zeit nur für die gewählten Baustoffe Gültigkeit besitzen. Inwieweit sie auf andere Baustoffe, besonders auf andere Betonarten übertragbar sind, muß weiteren Untersuchungen vorbehalten bleiben.

6. ZUSAMMENFASSUNG

Durch den weltweiten Wettbewerb bei der Optimierung der Konstruktion von LNG-Lagerbehältern, gewinnt Stahl- und Spannbeton wegen seiner hohen Reißfähigkeit und seines überlegenen Sicherheitspotentials zunehmend an Bedeutung. Intensive Forschungen zum Materialverhalten der Einzelbaustoffe Beton, Bewehrungs- und Spannstahl werden unternommen.

Während sich das Wissen über die Tieftemperatureigenschaften dieser Baustoffe immer mehr vervollständigt, ist das Wissen über das Verbundverhalten von Beton und Bewehrungsstahl bei tiefen Temperaturen und über die Zwangsbeanspruchung von Stahl- und Spannbetonbauteilen bei Abkühlung infolge unterschiedlichen thermischen Dehnverhaltens der Einzelbaustoffe nur sehr begrenzt. Hierzu gibt die vorliegende Forschungsarbeit erste systematische Anhalte.

Das Verbundverhalten von Beton und Bewehrungsstahl wurde an einfachen zylindrischen Ausziehkörpern mit mittig stehendem Bewehrungsstab studiert. Bei diesen Versuchen wurden die Prüftemperaturen im Bereich $+20^{\circ}\text{C}$ bis -170°C und die Lagerungsart von normal bis wassersatt variiert. Die Verbundfestigkeit wird durch Tieftemperaturbeanspruchung in etwa ähnlich gesteigert wie die Festigkeiten des Betons. Eine direkte Proportionalität zwischen Betondruckfestigkeit und Verbundfestigkeit kann noch nicht abgesichert angegeben werden. Zyklische Temperaturbeanspruchungen an versiegelten Proben bewirken Verbundfestigkeitsverluste, wie sie auch für die Betonfestigkeiten bekannt sind.

Die Zwangsbeanspruchung von Stahlbetonbauteilen bei Abkühlung wurde an Zylindern mit mittigem Bewehrungsstab bestimmt. Bei diesen Versuchen wurde die Lagerungsart und die Ausgangsfeuchte des Betons (W/Z-Faktor) verändert. Der wesentliche Einfluß auf die Größe der auftretenden Eigenspannung bewirkt die zusätzliche

Feuchte, die durch Wasserlagerung zugeführt wurde. Der Einfluß des W/Z-Faktors ist dagegen unbedeutender. Bei wassersatten Proben können diese Zwängungen erhebliche Zugspannungen im Bewehrungsstahl erzeugen, während sie bei versiegelten Proben geringer ausfallen. Die auftretenden Betondruckspannungen sind nur von untergeordneter Größe.

Um Bezüge zum Tieftemperaturverhalten der Einzelbaustoffe herstellen zu können, wurden für diese die Materialkennwerte im Tieftemperaturbereich an Begleitkörpern bestimmt. Die Ergebnisse dieser Materialuntersuchungen sind mit den schon bekannten Daten vergleichbar.

Die vorliegende Forschungsarbeit konnte wegen der Vielzahl der Einflußfaktoren auf das Verbundverhalten im Tieftemperaturbereich nur einige wesentliche Parameter herausgreifen. Um ein vollständiges Bild zu erhalten, sind weitere Untersuchungen erforderlich.

7. LITERATUR

- /1/ Bamforth, P.B., Murray, W.T., Browne, R.D.: The application of concrete property data at cryogenic temperature to LNG tank design. Beitrag zur 2. International Conference on Cryogenic Concrete, Okt. 1983, Amsterdam
- /2/ Vandewalle, L., Mortelmans, F.: Investigation of the bond stress between a reinforcement bar and concrete under cryogenic conditions. Beitrag zur 2. International Conference on Cryogenic Concrete, Okt. 1983, Amsterdam
- /3/ Yamane, S., Kasami, H., Okuno, T.: Properties of concrete at very low temperatures. ACI Special Publication SP 55-9, pp. 207 - 221
- /4/ Goto, Y., Miura, T.: Experimental studies on properties of concrete cooled to about minus 160 °C. Technology Reports, Tohoku University, Vol. 44, No. 2, 1979
- /5/ Goto, Y., Miura, T.: Mechanical properties of reinforced concrete members at very low temperatures. Concrete Library of JSCE Vol. 1, Juli 1983
- /6/ Schäper, M.: Tieftemperaturbeanspruchungen von Spannbeton-sicherheitsbehältern bei Speichersystemen für verflüssigte Gase. Diss. Universität Essen, 1984
- /7/ Pfützenreuter, K.-H.: Verbundverhalten von Betonstahl im Tieftemperaturbereich. Dipl.-Arb. Universität Essen, 1982
- /8/ Rehm, G.: Über die Grundlagen des Verbundes zwischen Stahl und Beton. DAFStb, Heft 138, 1961
- /9/ Martin, H.: Zusammenhang zwischen Oberflächenbeschaffenheit, Verbund und Sprengwirkung von Bewehrungsstählen unter Kurzzeitbelastung. DAFStb, Heft 228, 1973
- /10/ Noakowski, P.: Die Bewehrung von Stahlbetonbauteilen bei Zwangsbeanspruchung infolge Temperatur. DAFStb, Heft 296, 1978

- /11/ Wiedemann, G.: Zum Einfluß tiefer Temperaturen auf Festigkeit und Verformung von Beton. Diss. TU Braunschweig, 1982

- /12/ Rostásy, F.S., Scheuermann, J., Wiedemann, G.: Verhalten von Spann- und Bewehrungsstahl bei tiefen Temperaturen. Betonwerk + Fertigteil-Technik, 2/82 und 3/82

- /13/ Rostásy, F.S.: Verfestigung und Versprödung von Beton durch tiefe Temperaturen. Veröff. in Vorber. 1984

- /14/ Wiedemann, G., Scheuermann, J., Kordina, K., Rostásy, F.S.: Versuche zur Biegetragfähigkeit von Stahlbetonplattenstreifen bei extrem tiefer Temperatur. Abschlußbericht Forschungsauftrag V 198 / DAfStb, 1983

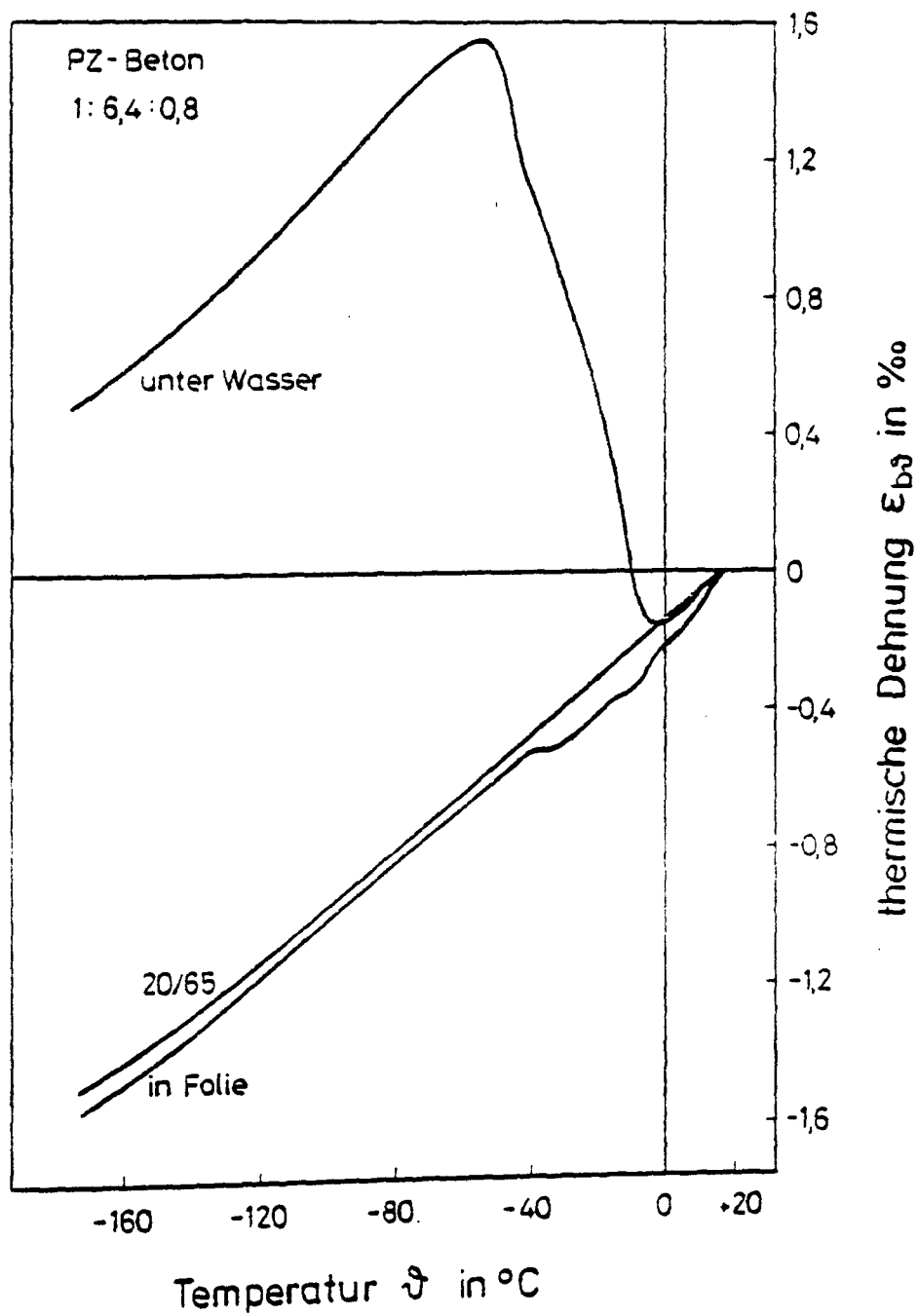


Bild 1: Thermische Dehnung des Betons für die Ausziehversuche nach unterschiedlicher Lagerung

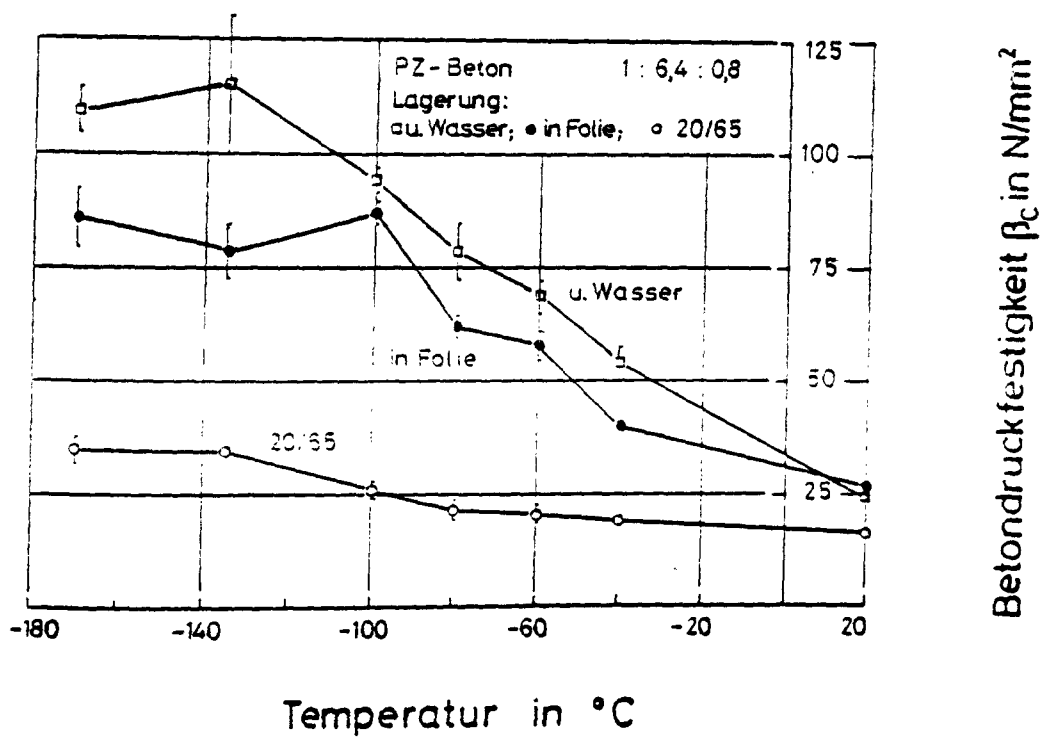


Bild 2: Zylinderdruckfestigkeit des Betons im Tieftemperaturbereich nach unterschiedlichen Lagerungsbedingungen

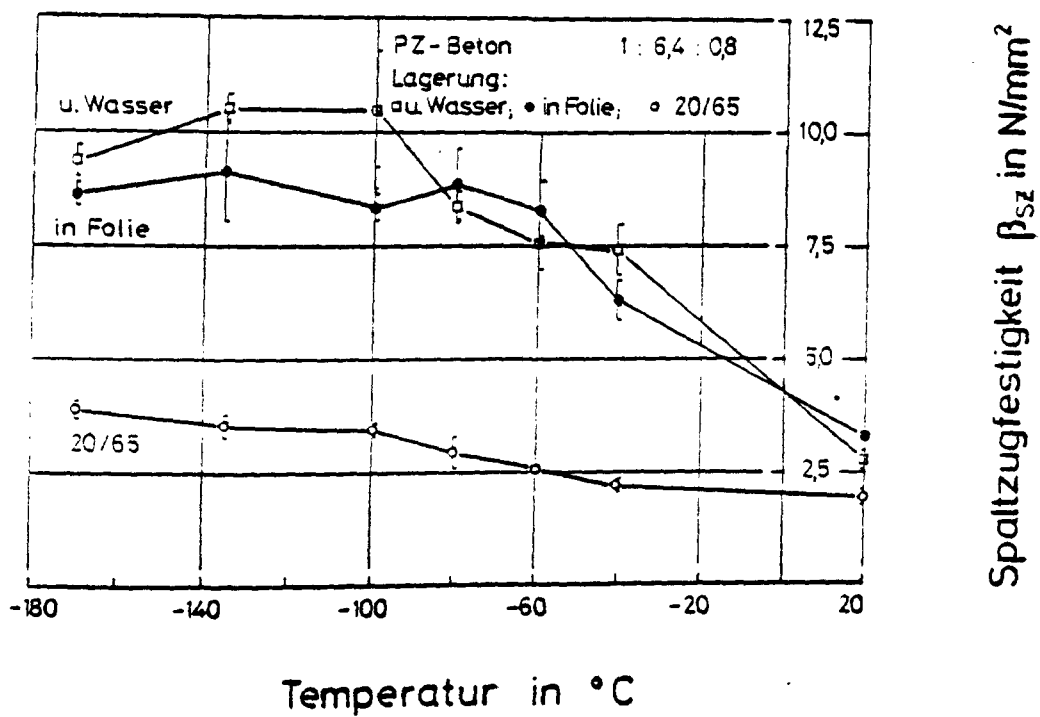
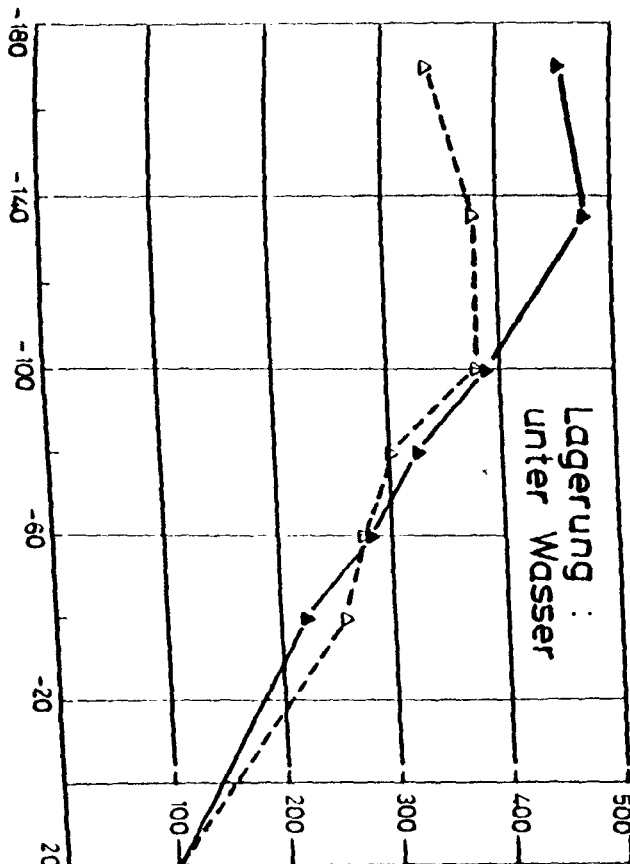
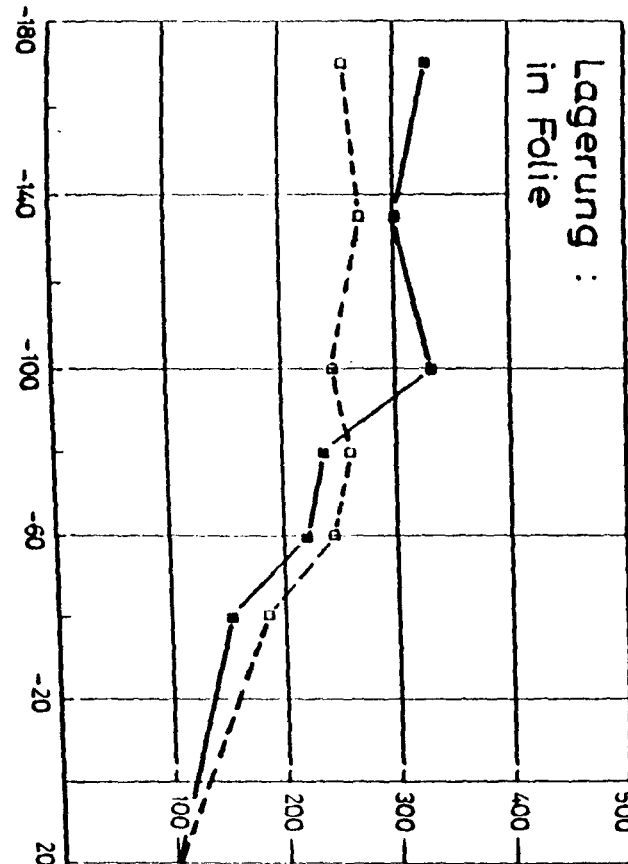
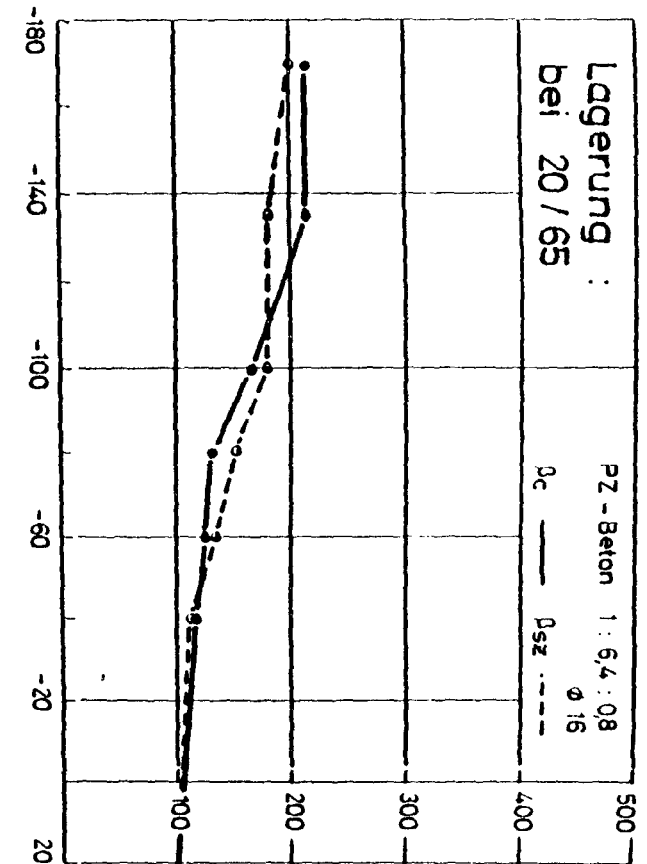


Bild 3: Spaltzugfestigkeit des Betons im Tieftemperaturbereich nach unterschiedlichen Lagerungsbedingungen



bezogene Festigkeiten $\beta_c (g) / \beta_c (+20^\circ\text{C})$ und $\beta_{sz} (g) / \beta_{sz} (+20^\circ\text{C})$ in %

Bild 4: Prozentuale Veränderung der Zylinderdruckfestigkeit und Spaltzugfestigkeit des Betons im Tieftemperaturbereich abhängig von der Lagerungsart

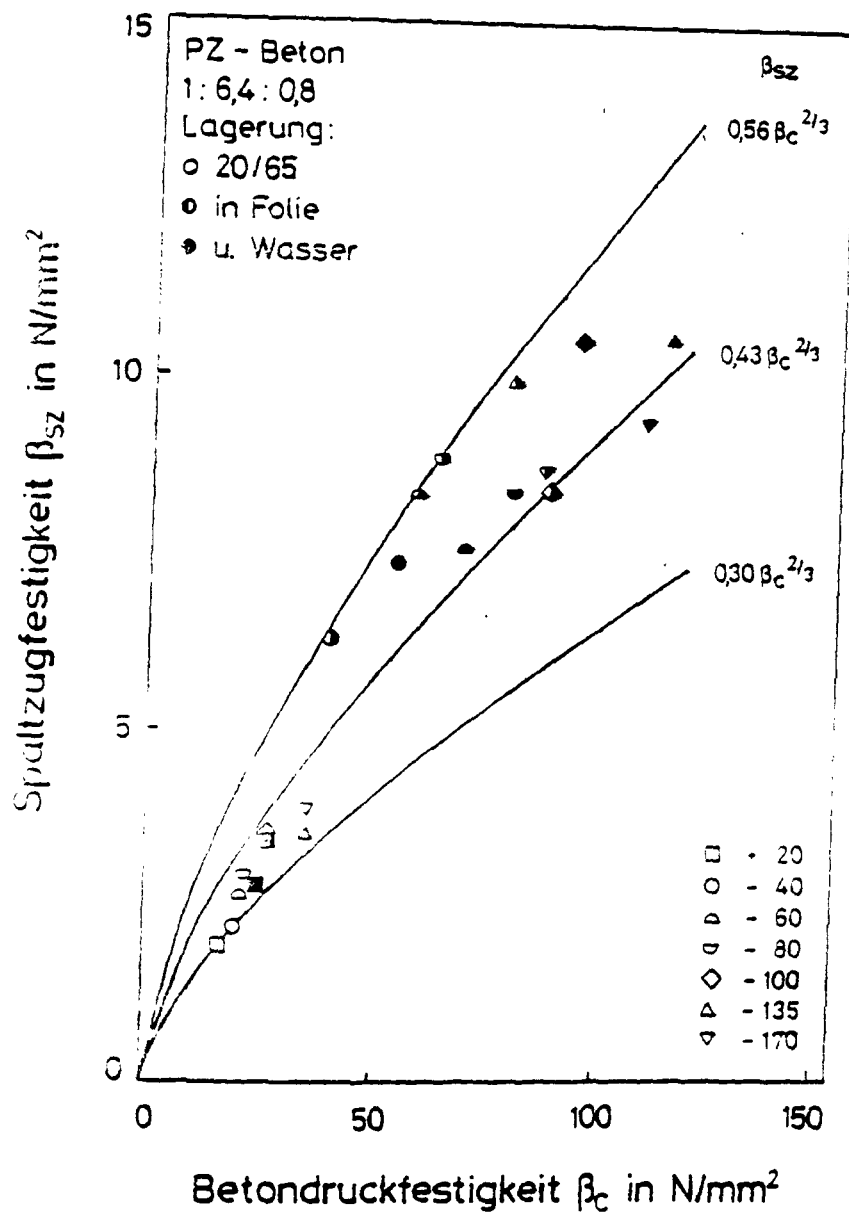


Bild 5: Zusammenhang von Zylinderdruckfestigkeit und Spaltzugfestigkeit des Betons abhängig von Temperatur und Lagerungsart

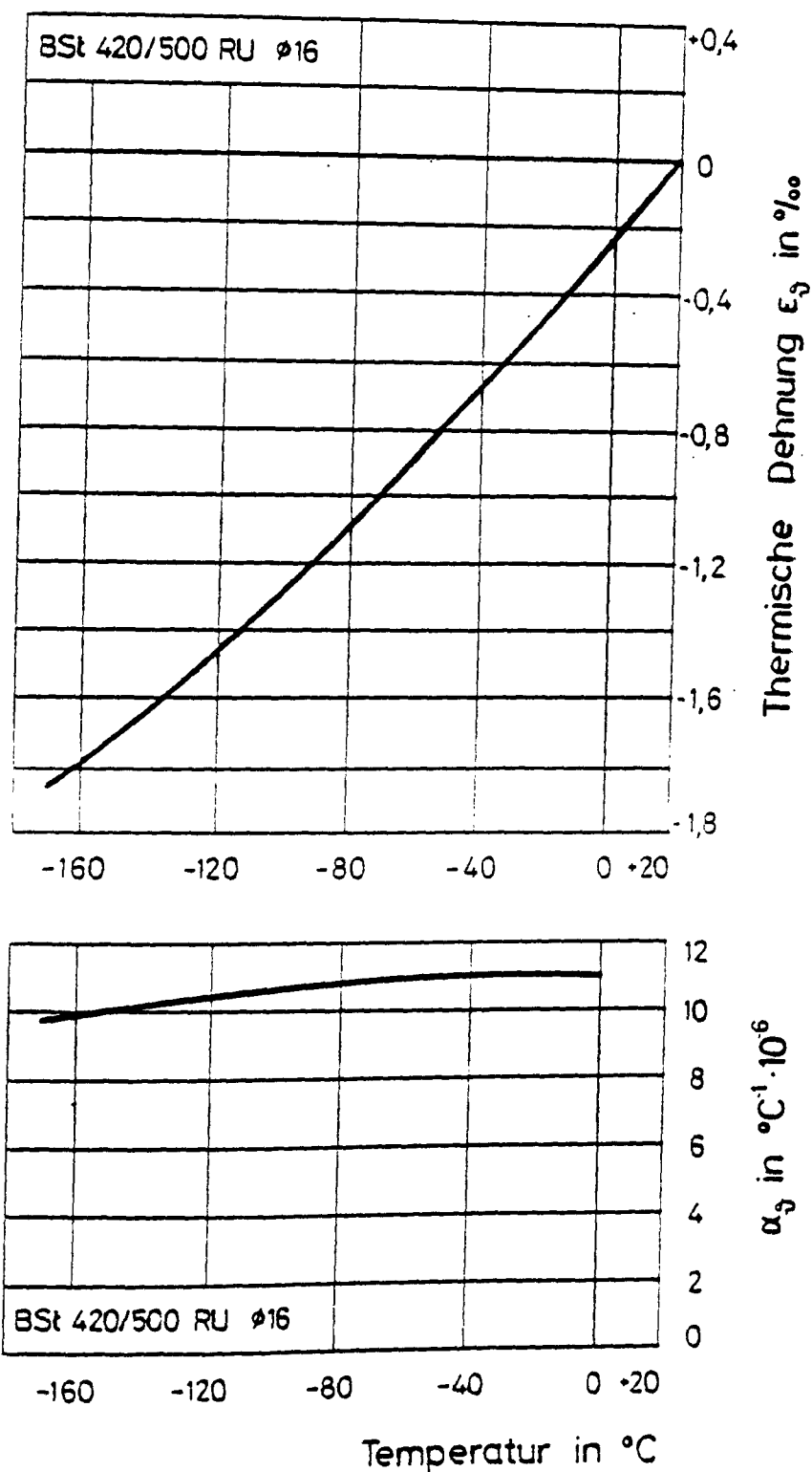


Bild 6: Thermisches Dehnverhalten des Betonstahles BSt 420/500 RU im Tieftemperaturbereich

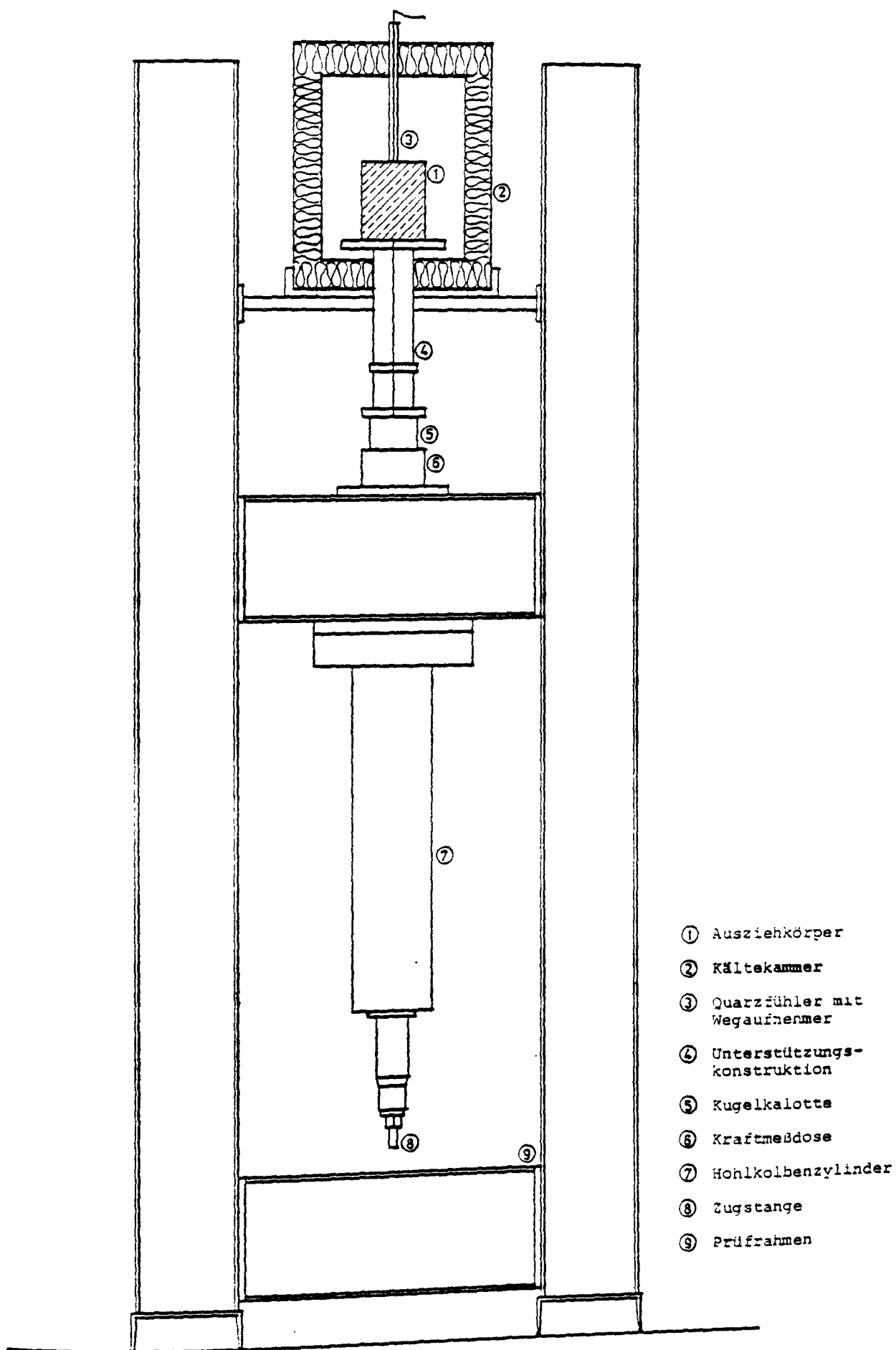


Bild 7: Versuchsstand für die Ausziehversuche

Kammertemperatur - 22 °C

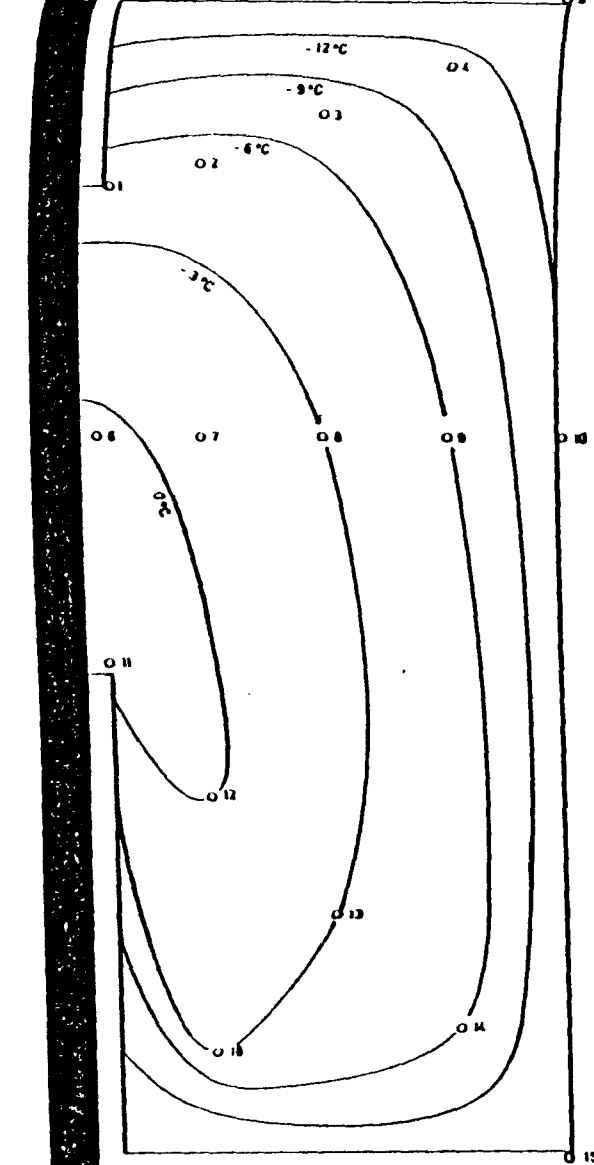


Bild 8 : Bestimmung des Temperaturfeldes eines Ausziehkörpers
Abkühlgeschwindigkeit 0,5 K/min

Kammertemperatur - 23 °C

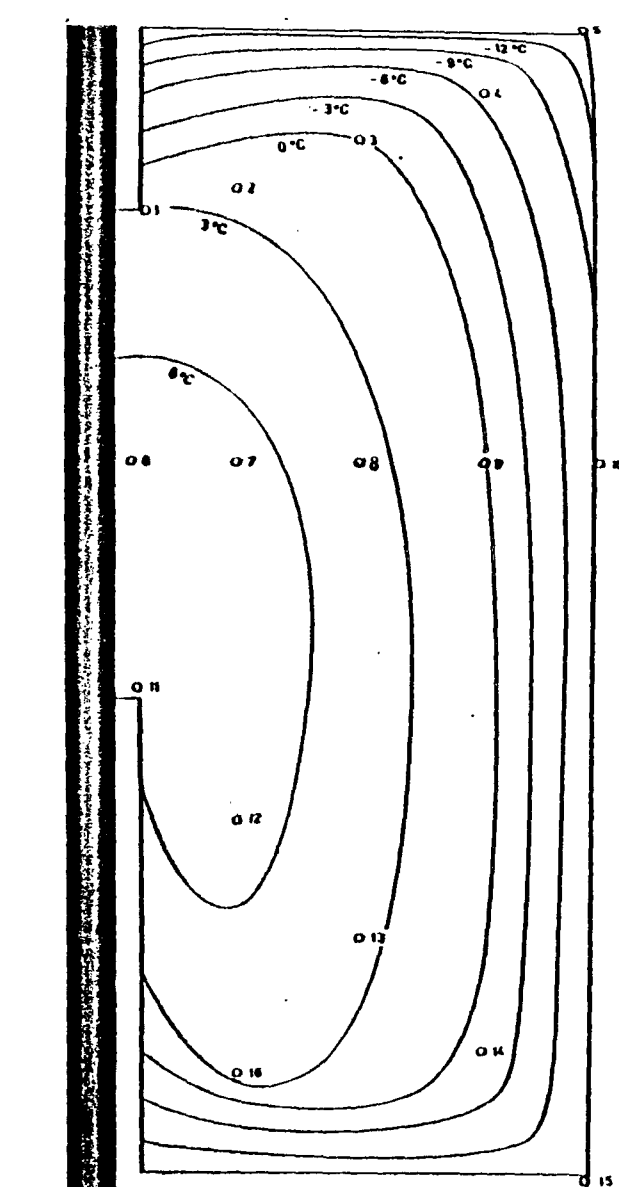
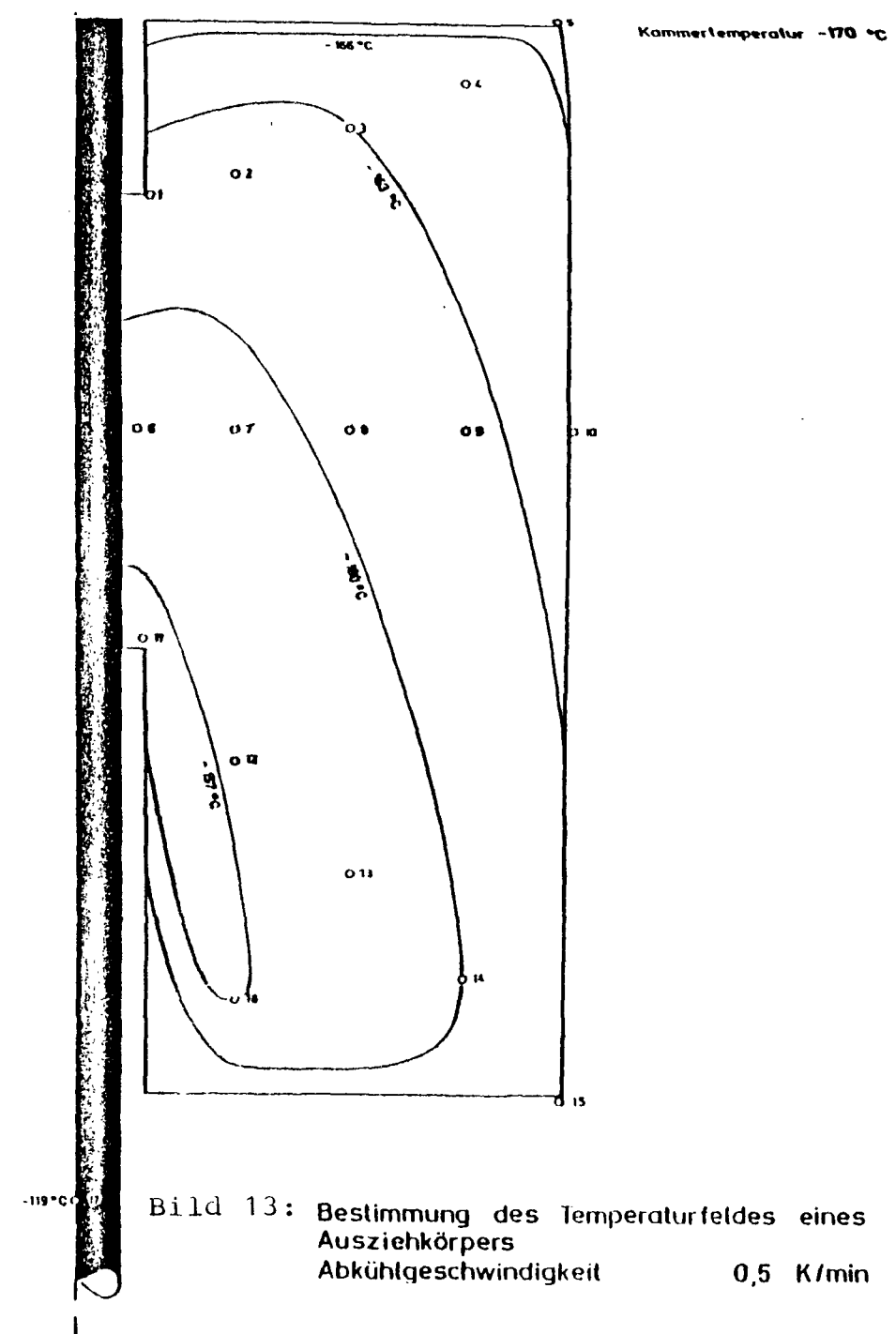
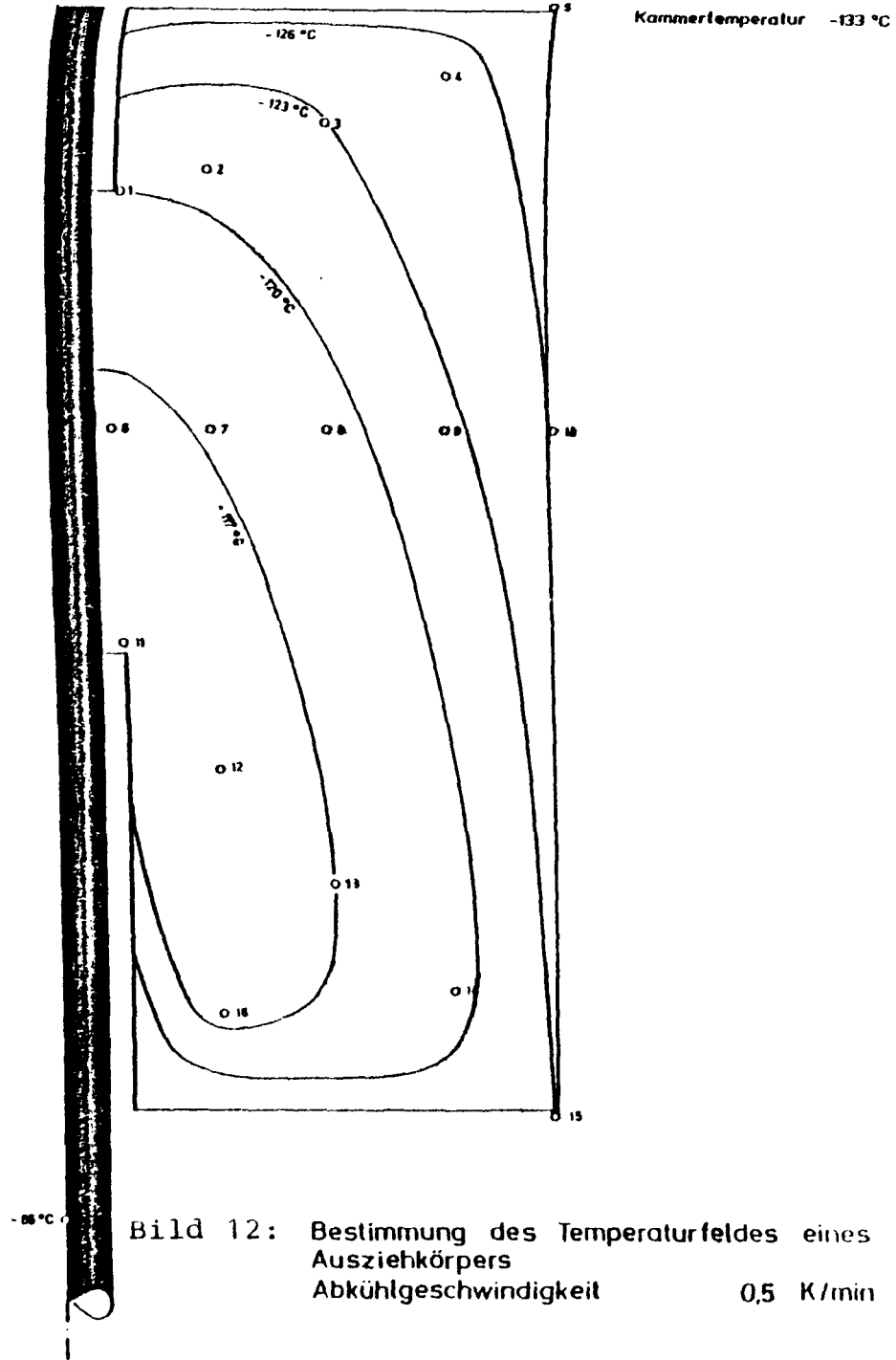


Bild 9 : Bestimmung des Temperaturfeldes eines Ausziehkörpers
Abkühlgeschwindigkeit 1 K/min



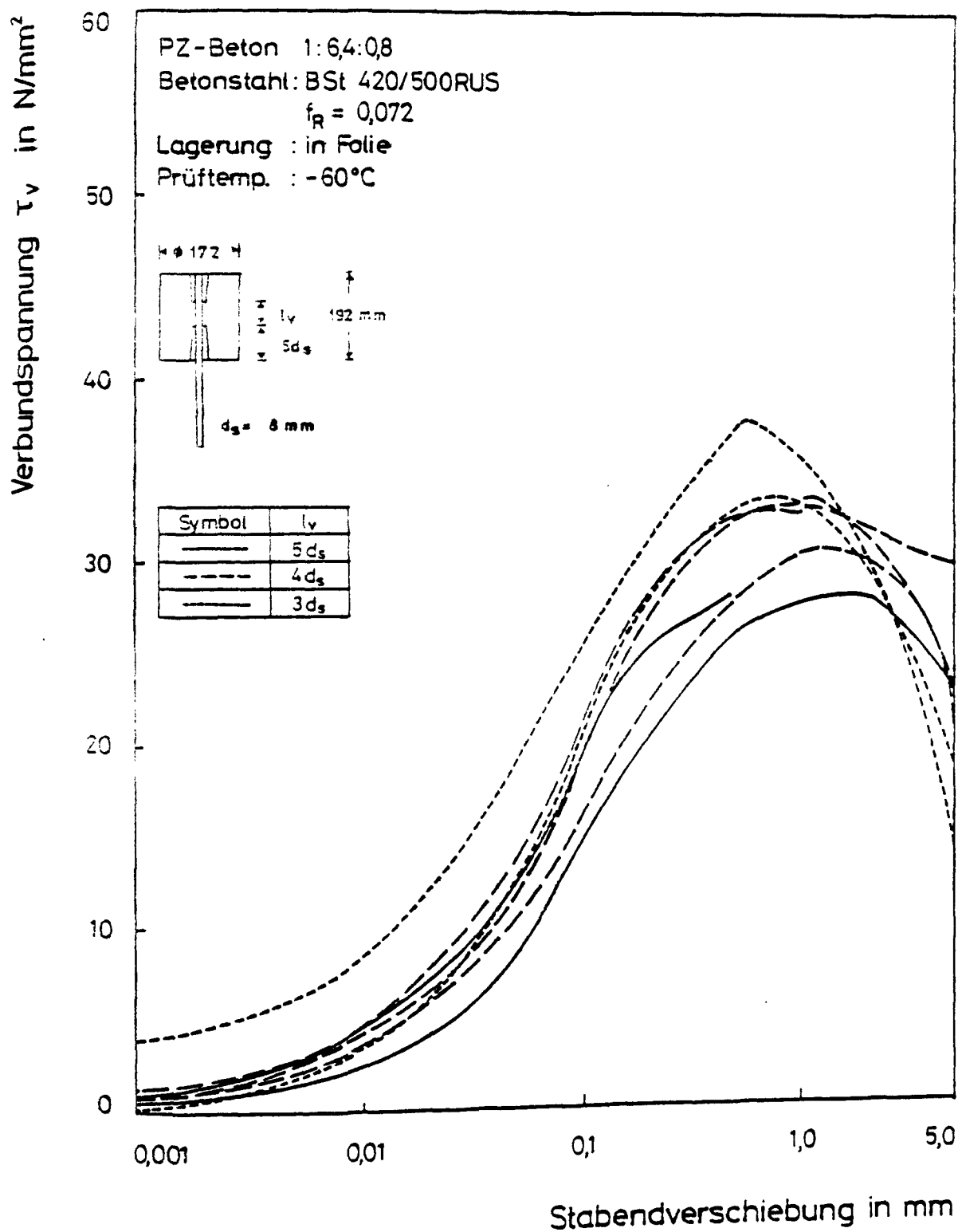


Bild 14: Abhängigkeit der mittleren Verbundspannung von der Verbundlänge bei einer Temperatur von -60 °C

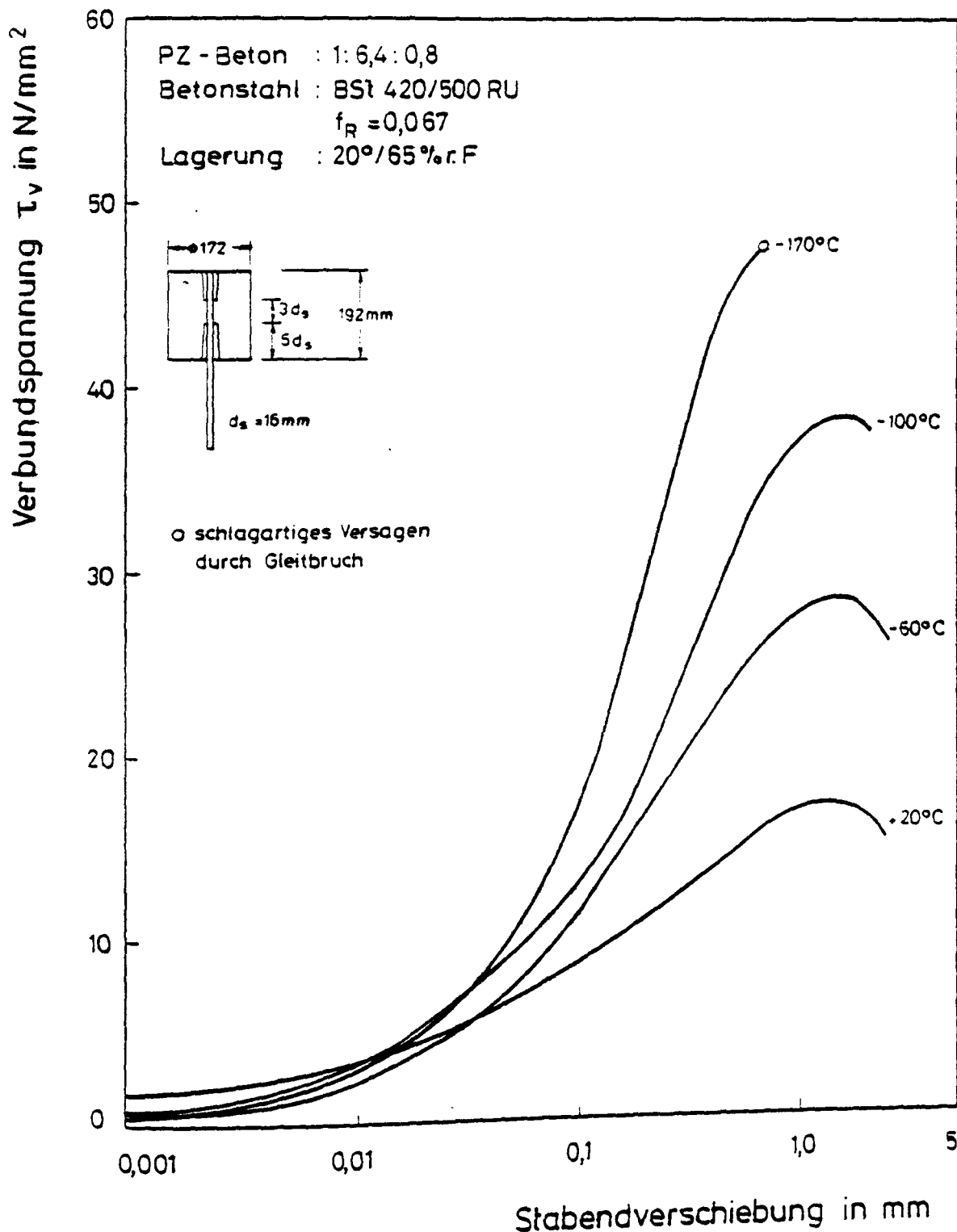


Bild 15: Verbundspannungs-Verschiebungskurven von normalgelagerten Proben abhängig von der Tieftemperatur

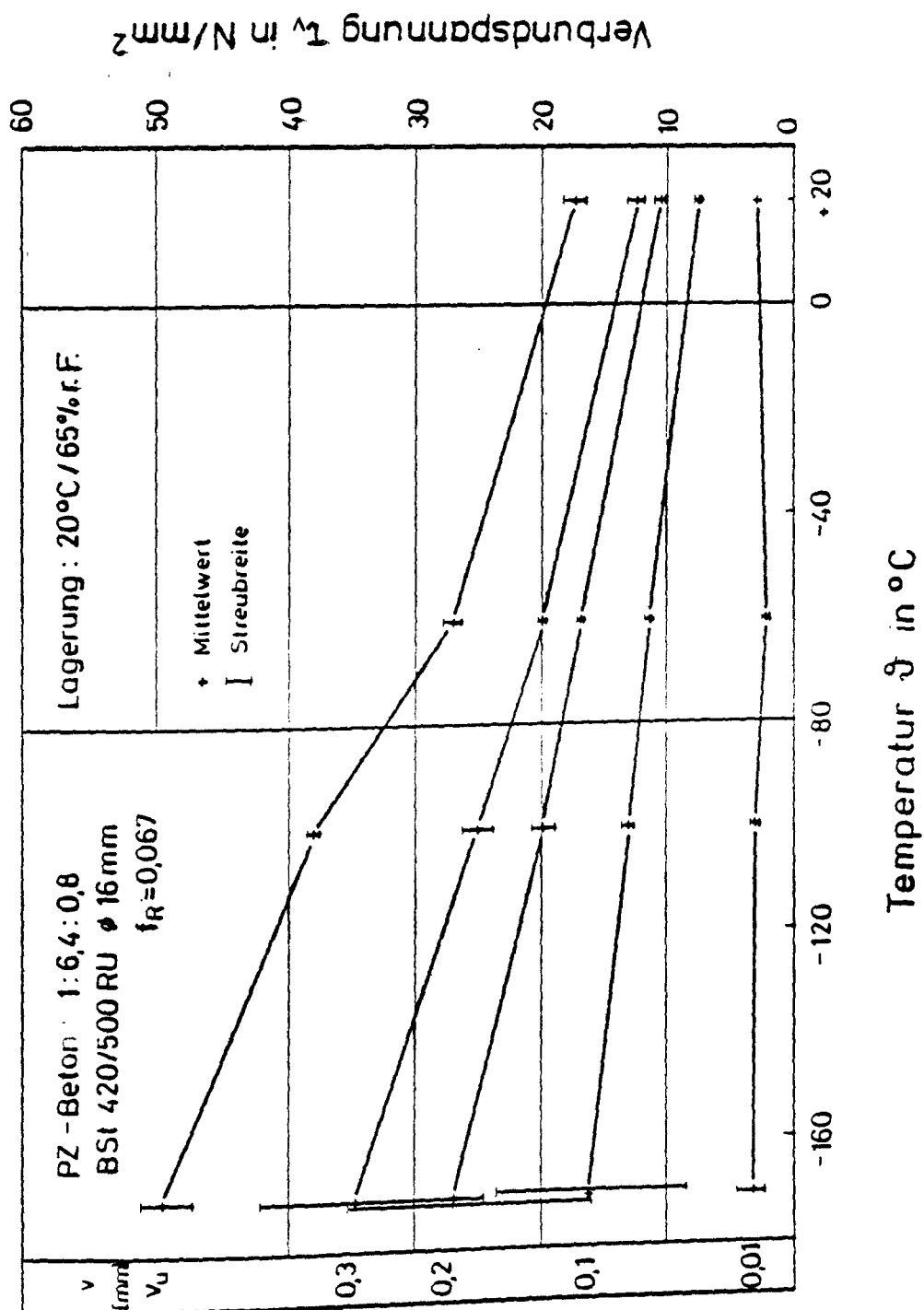


Bild 16: Verbundspannung bei Normallagerung in Abhängigkeit von der Temperatur und von der Stabendverschiebung

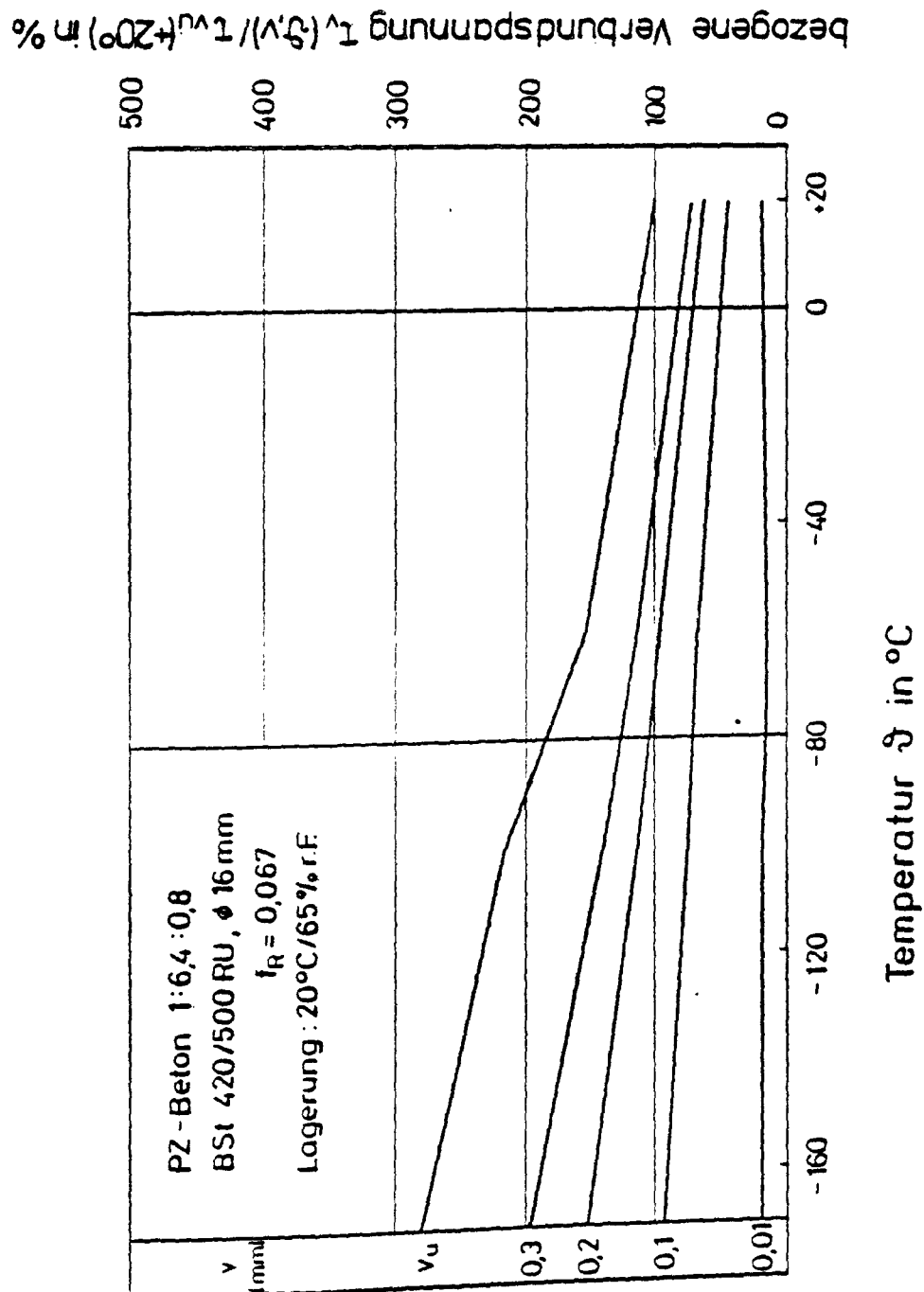


Bild 17: Prozentuale Veränderung der Verbundspannungen bei verschiedenen Verschiebungswerten im Tieftemperaturbereich bei Normallagerung

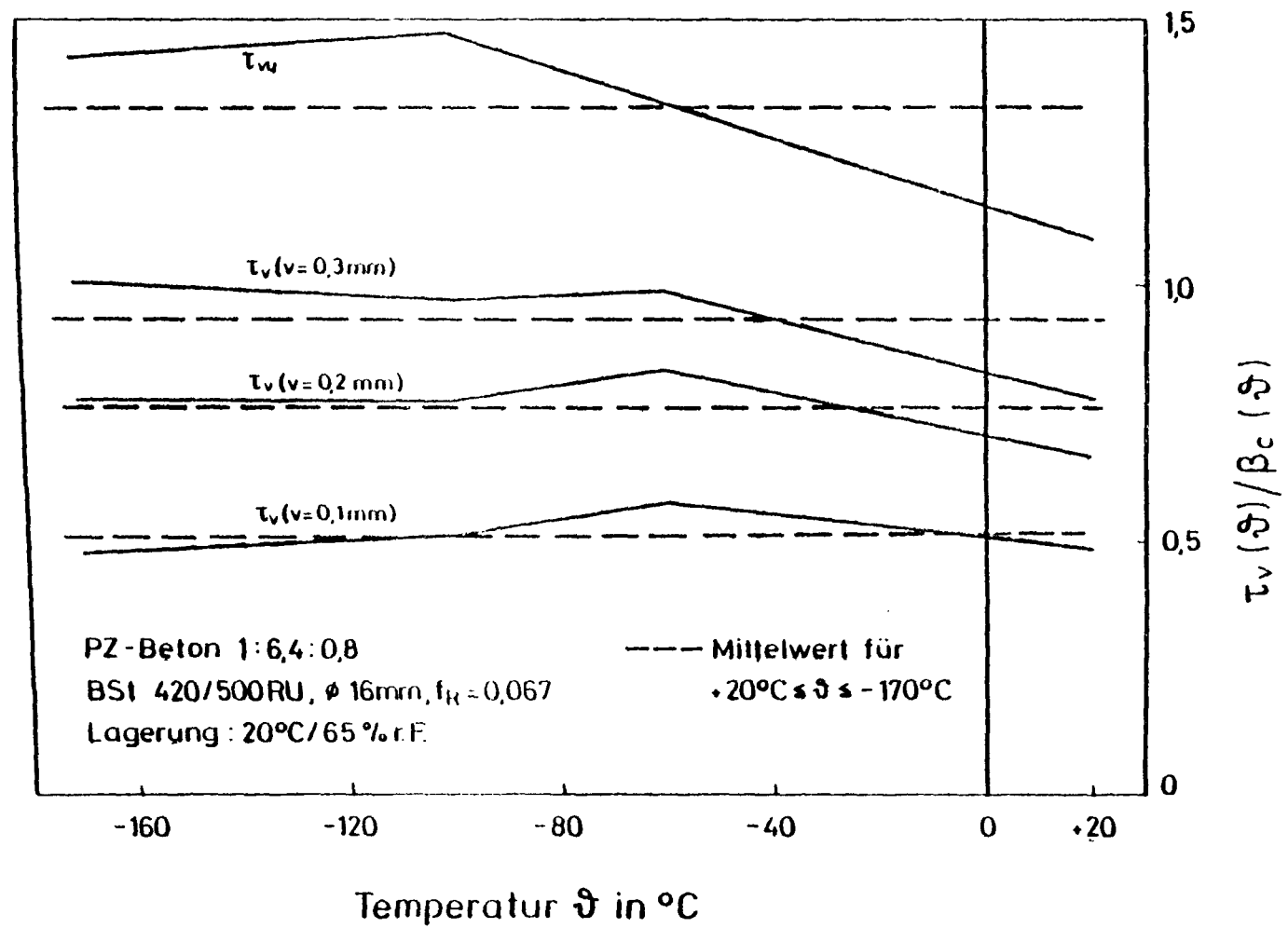


Bild 18: Auf die Betondruckfestigkeit bezogene Verbundspannungen bei verschiedenen Verschiebungswerten im Tieftemperaturbereich bei Normlagerung

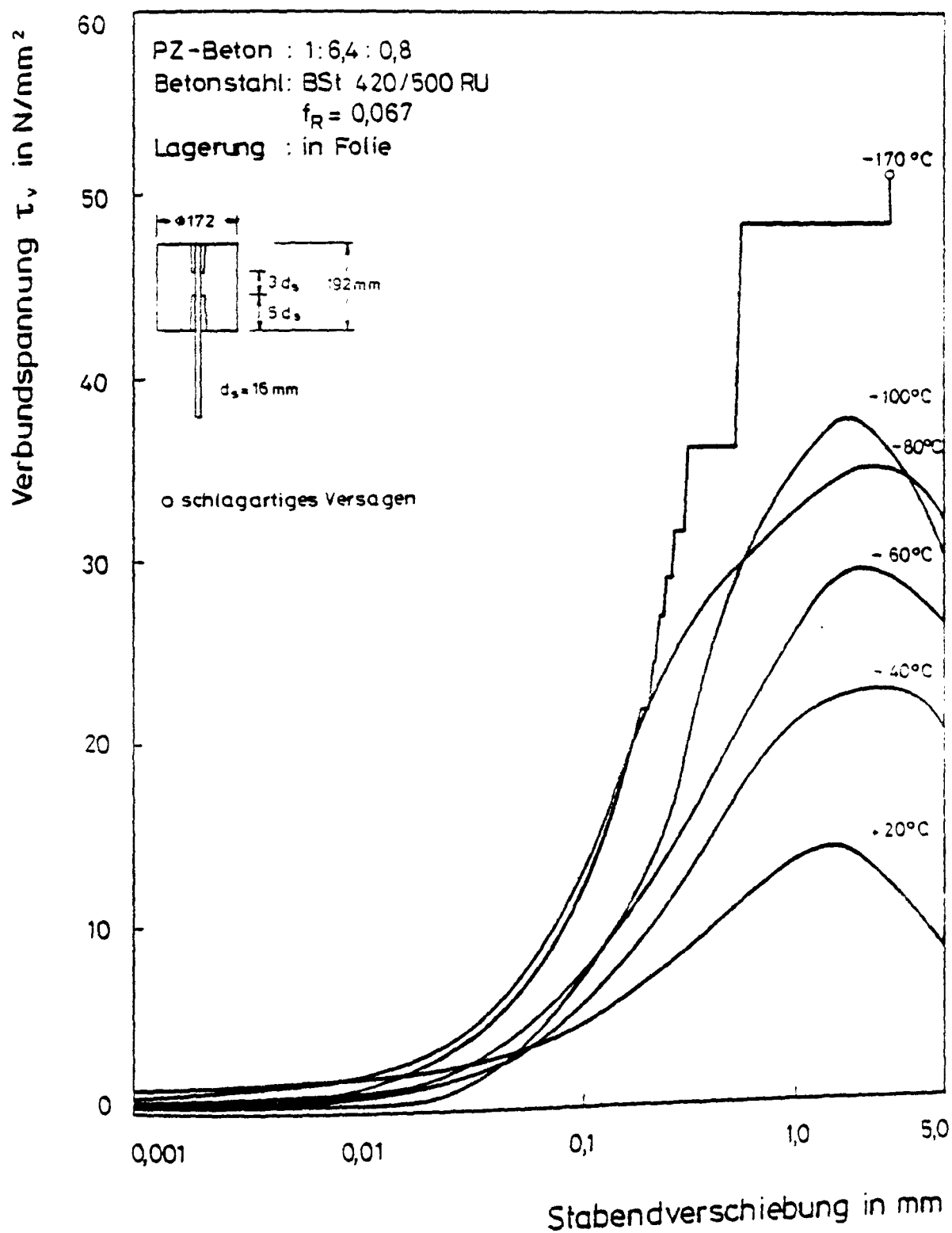
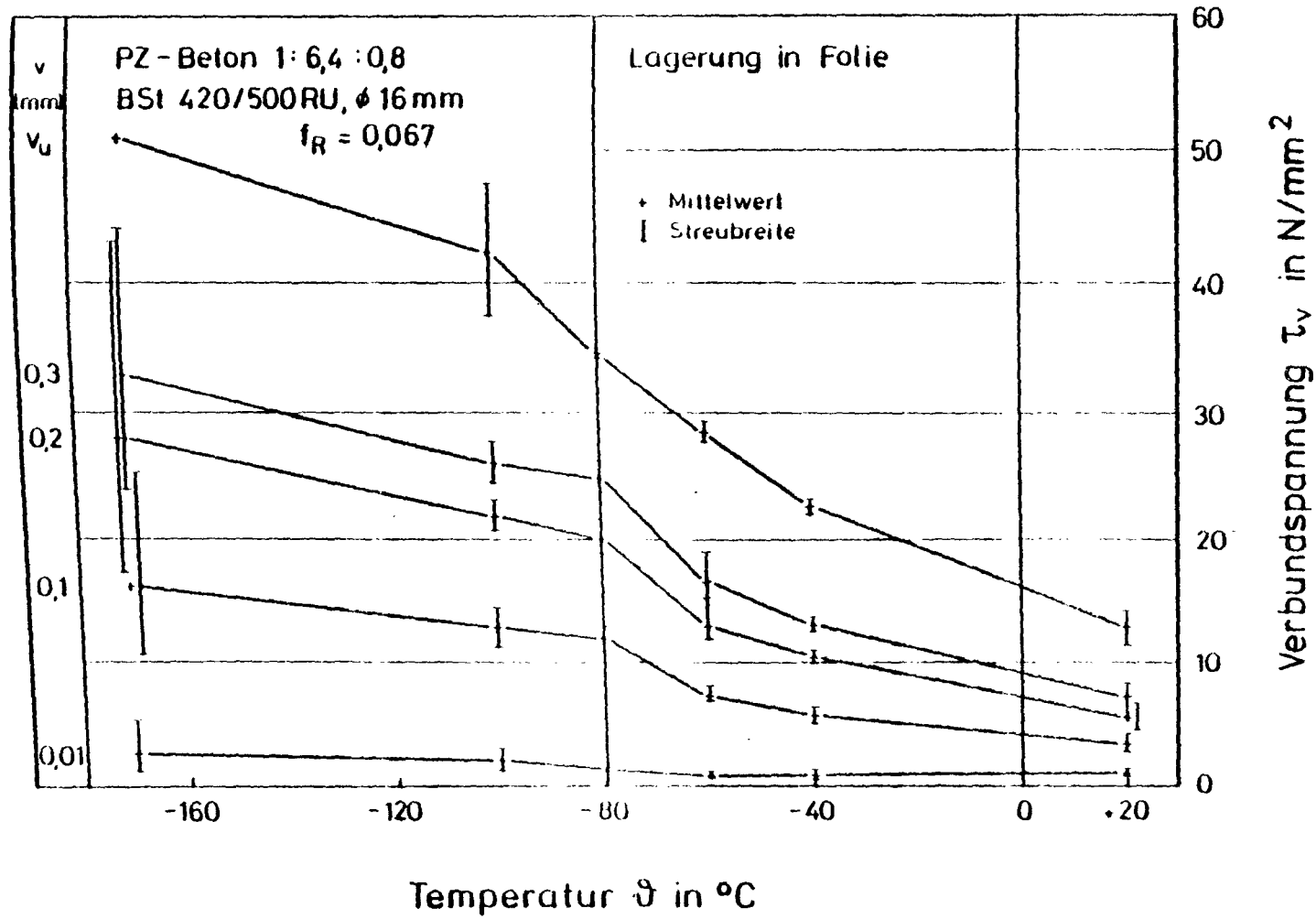


Bild 19: Verbundspannungs-Verschiebungskurven von versiegelten
 Proben abhängig von der Tieftemperatur

Bild 20: Verbundspannungen bei versiegelter Lagerung in Abhängigkeit von der Temperatur und von der Stabverschiebung



bezogene Verbundspannung $\tau_u(\vartheta, v) / \tau_{vu}(+20^\circ\text{C})$ in %

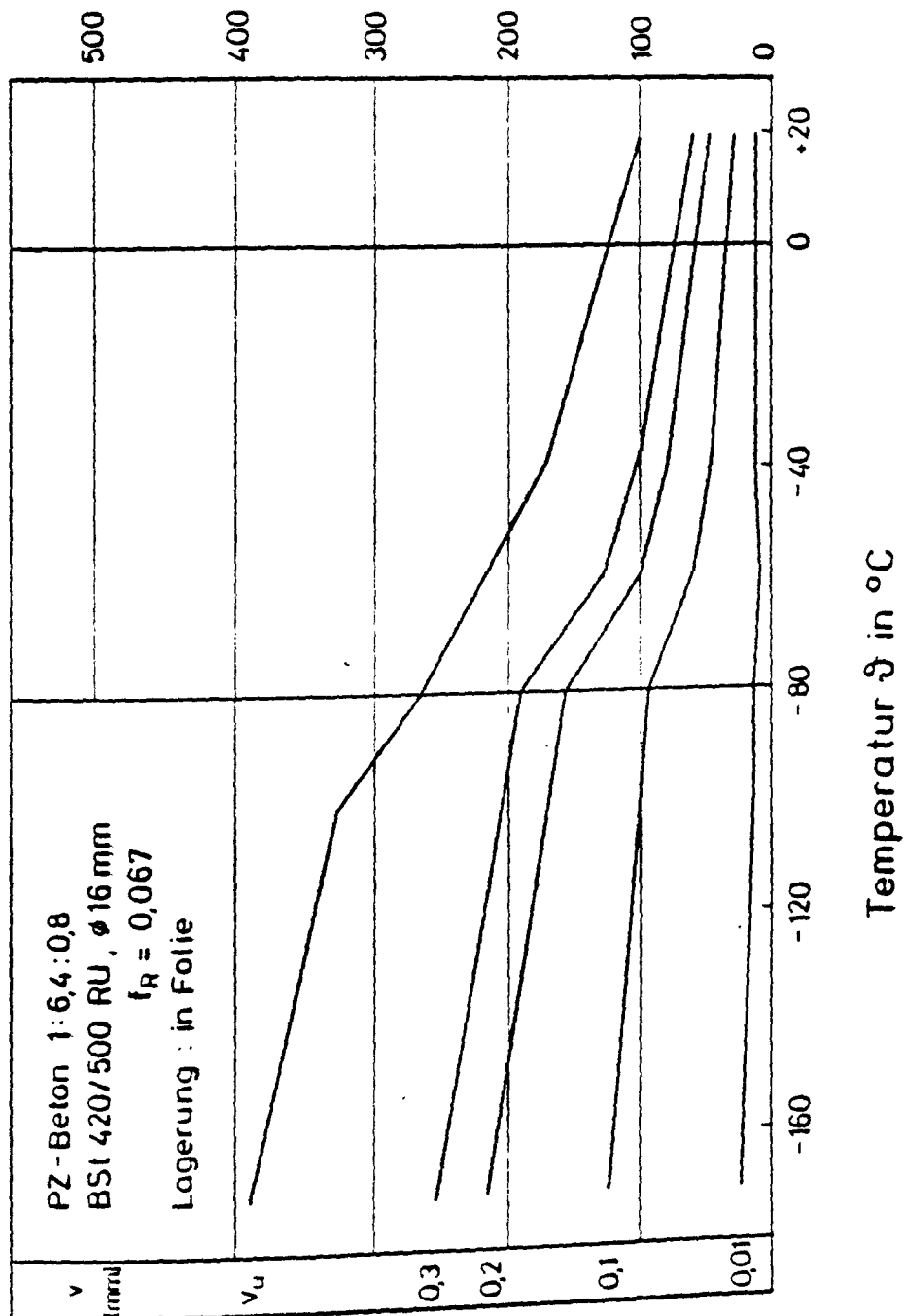


Bild 21: Prozentuale Veränderung der Verbundspannungen bei verschiedenen Verschiebungswerten im Tieftemperaturbereich bei versiegelter Lagerung

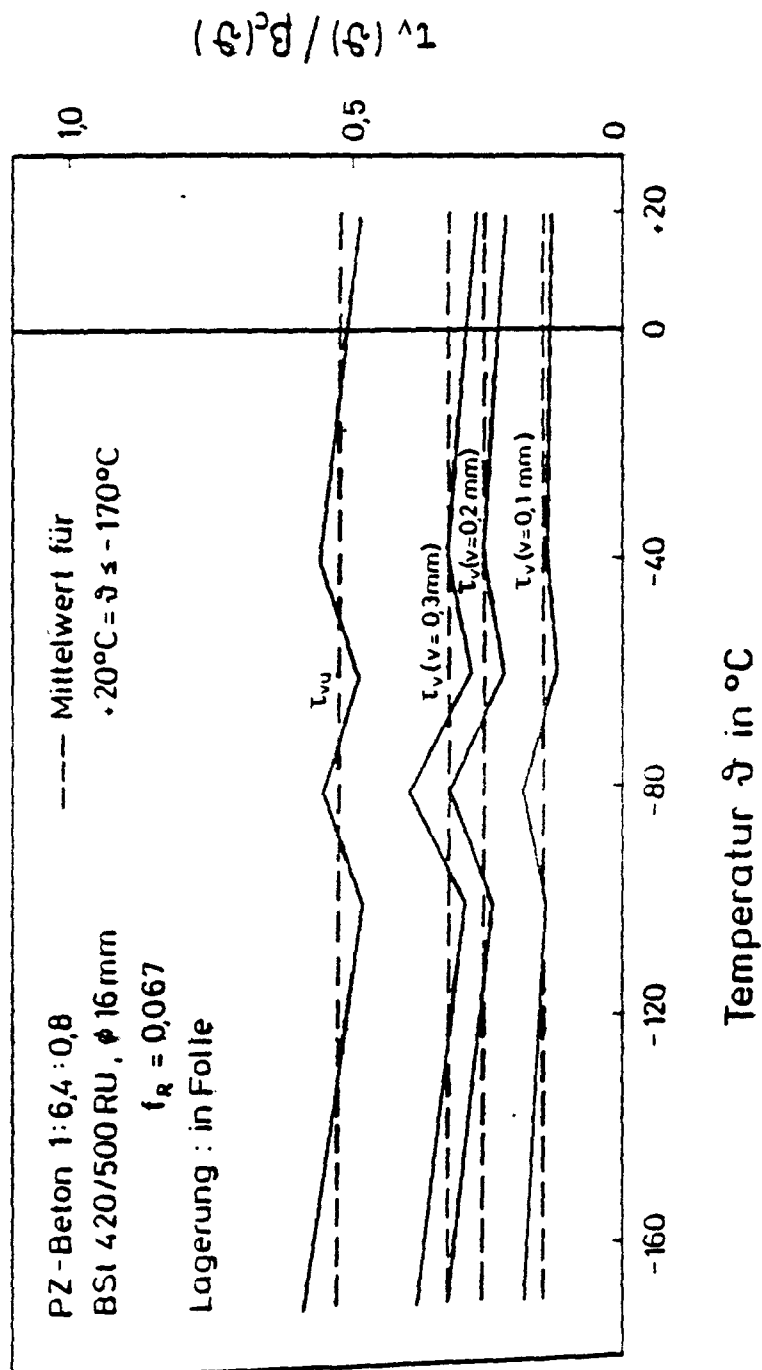


Bild 22: Auf die Betondruckfestigkeit bezogene Verbundspannungen
 bei verschiedenen Verschiebungswerten im Tieftemperatur-
 bereich bei versiegelter Lagerung

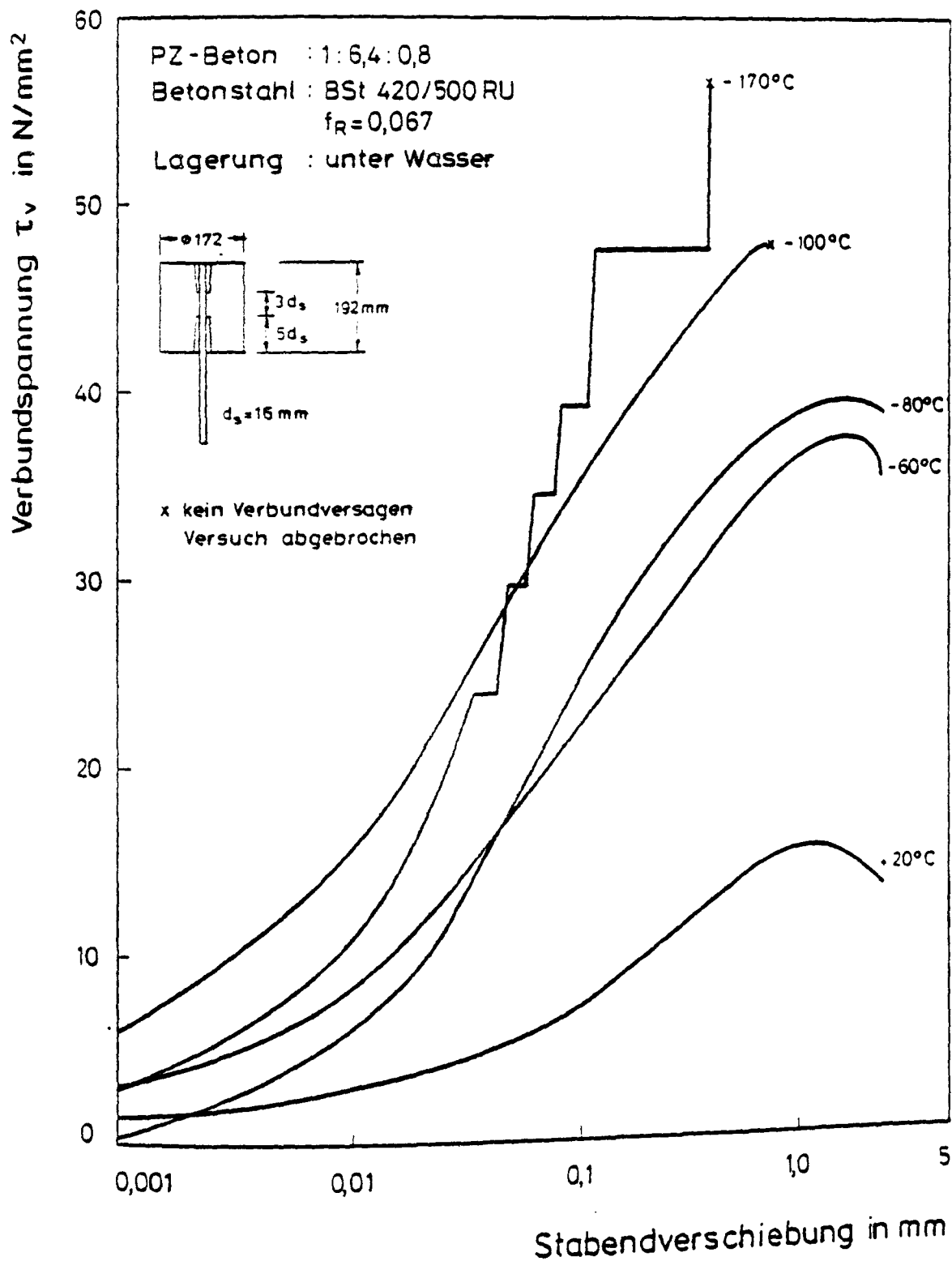
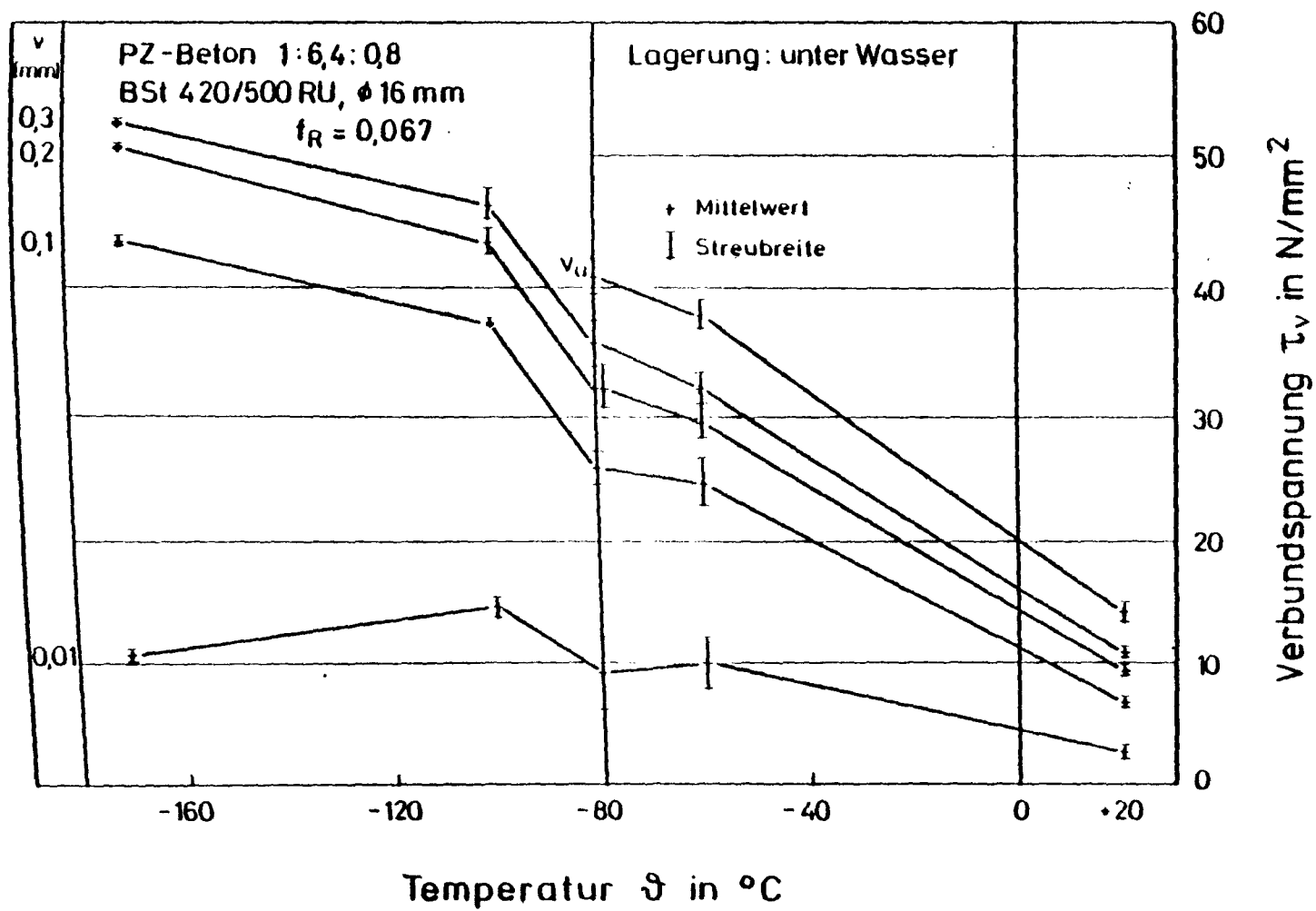


Bild 23: Verbundspannungs-Verschiebungskurven von wassergesättigten Proben abhängig von der Temperatur

Bild 24: Verbundspannungen bei Lagerung unter Wasser in Abhängigkeit von der Temperatur und von der Stabverschiebung



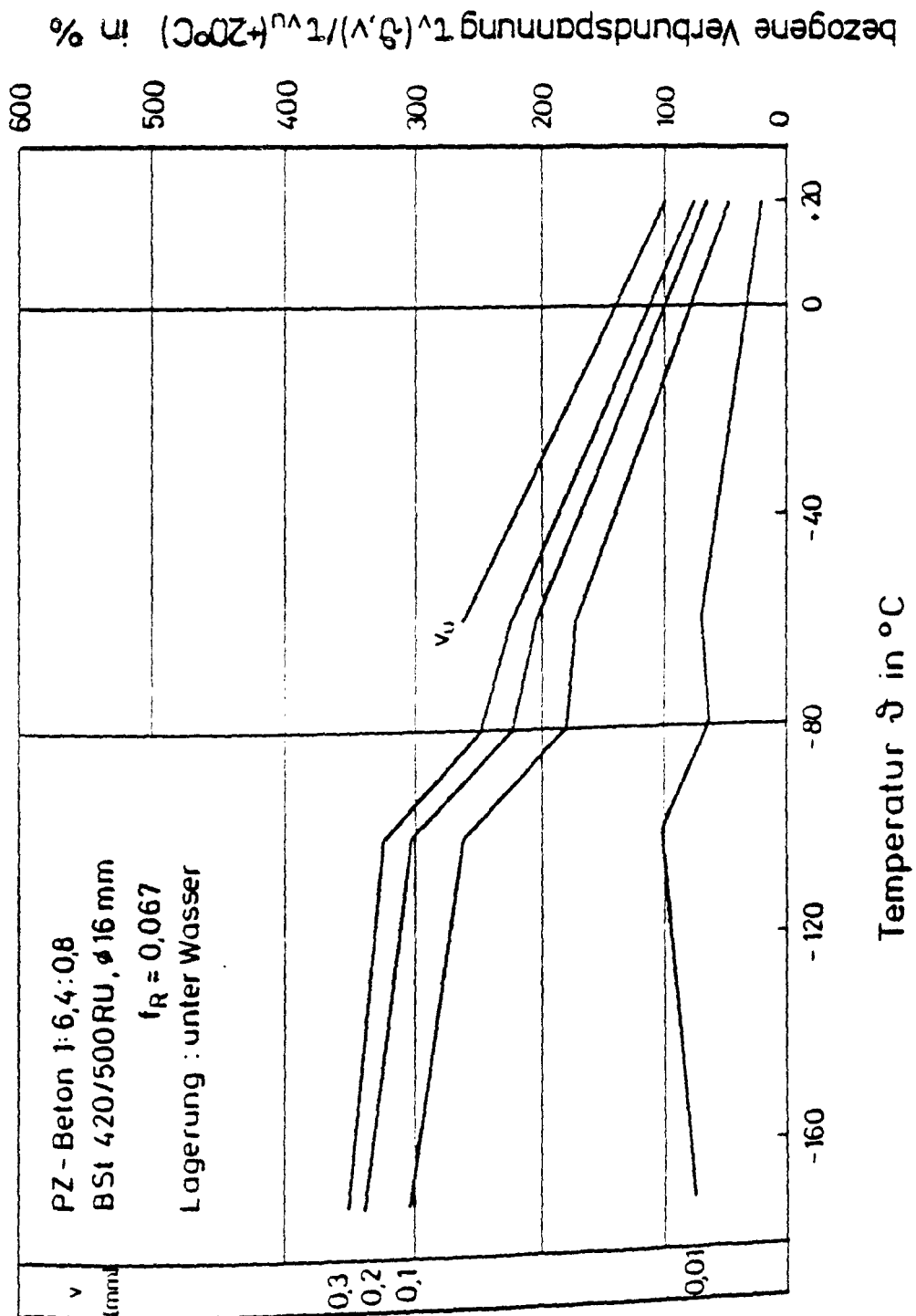


Bild 25: Prozentuale Veränderung der Verbundspannung bei verschiedenen Verschiebungswerten im Tieftemperaturbereich bei Lagerung unter Wasser

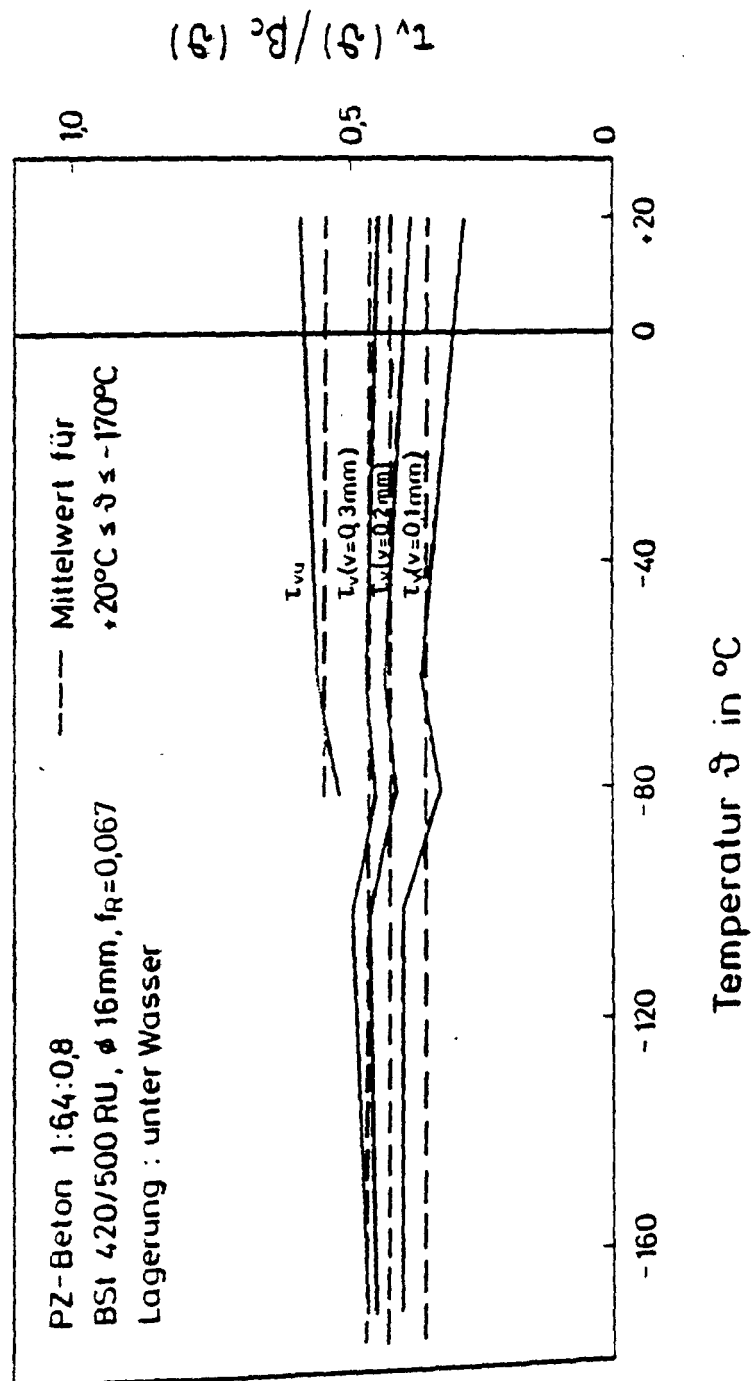
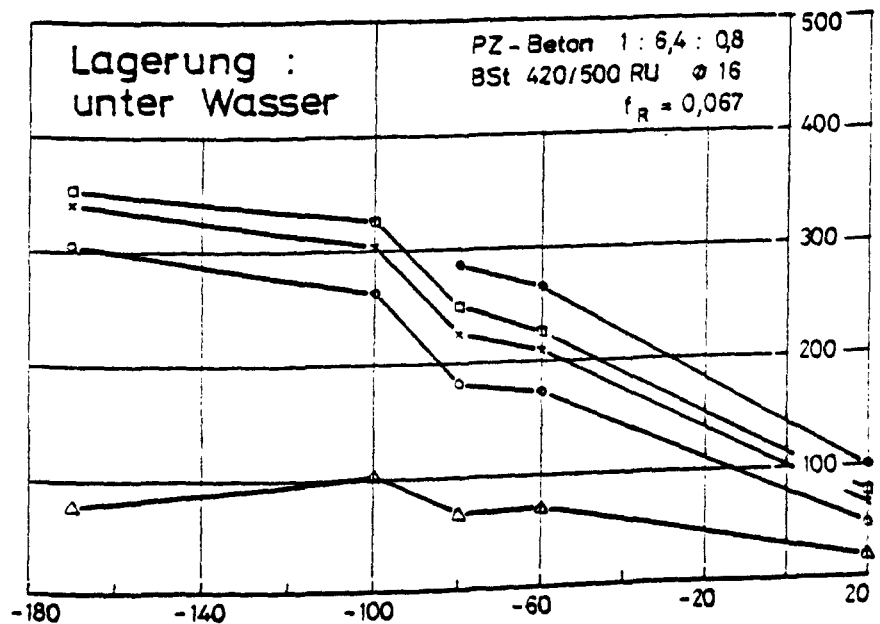
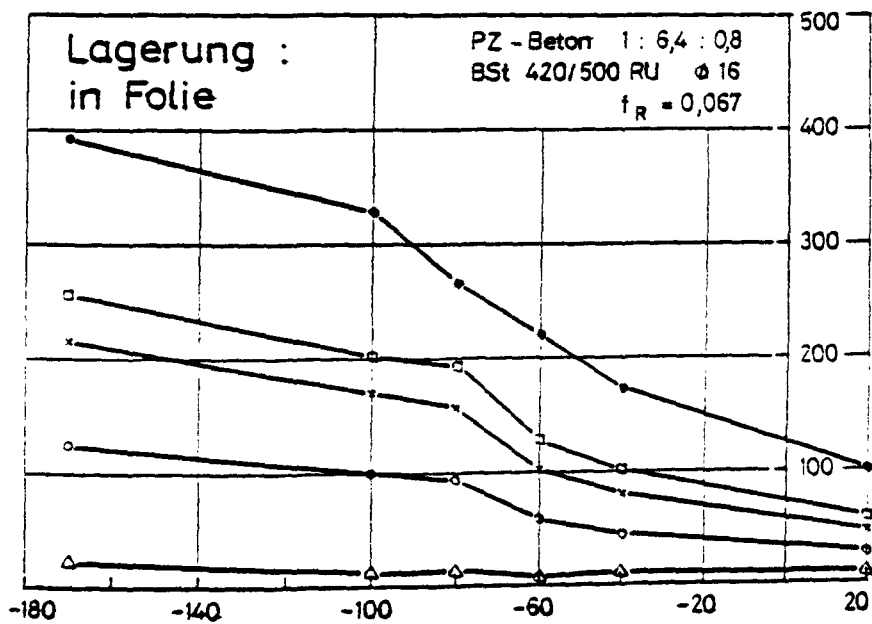
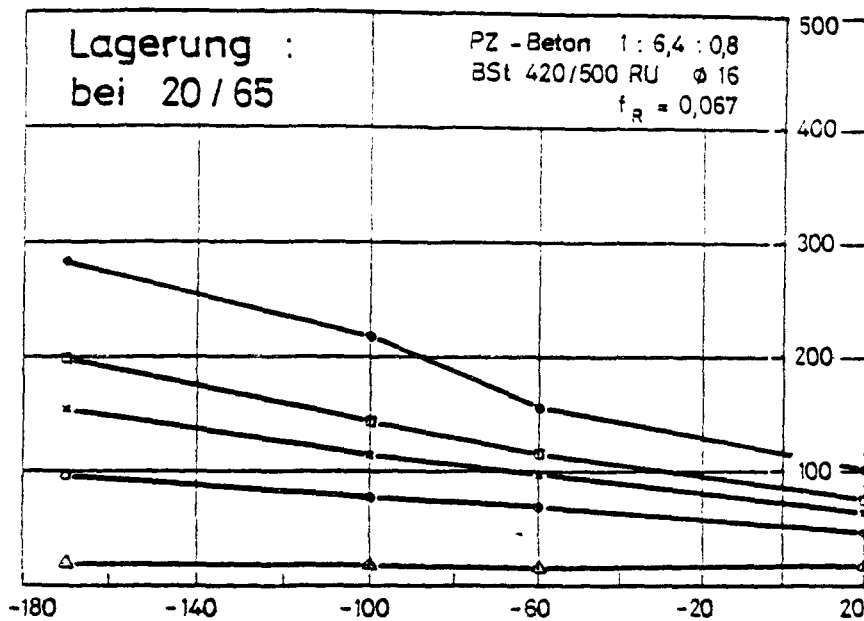


Bild 26: Auf die Betondruckfestigkeit bezogene Verbundspannungen
 bei verschiedenen Verschiebungswerten im Tieftempera-
 turbereich bei Lagerung unter Wasser



auf die Verbundfestigkeit bei $+20^\circ\text{C}$ bezogene Verbundspannung $\tau_v (s, v) / \tau_{vu} (+20^\circ\text{C})$ in %

Bild 27: Bezogene Verbundspannung abhängig von Temperatur, Stabendverschiebung und Lagerungsart

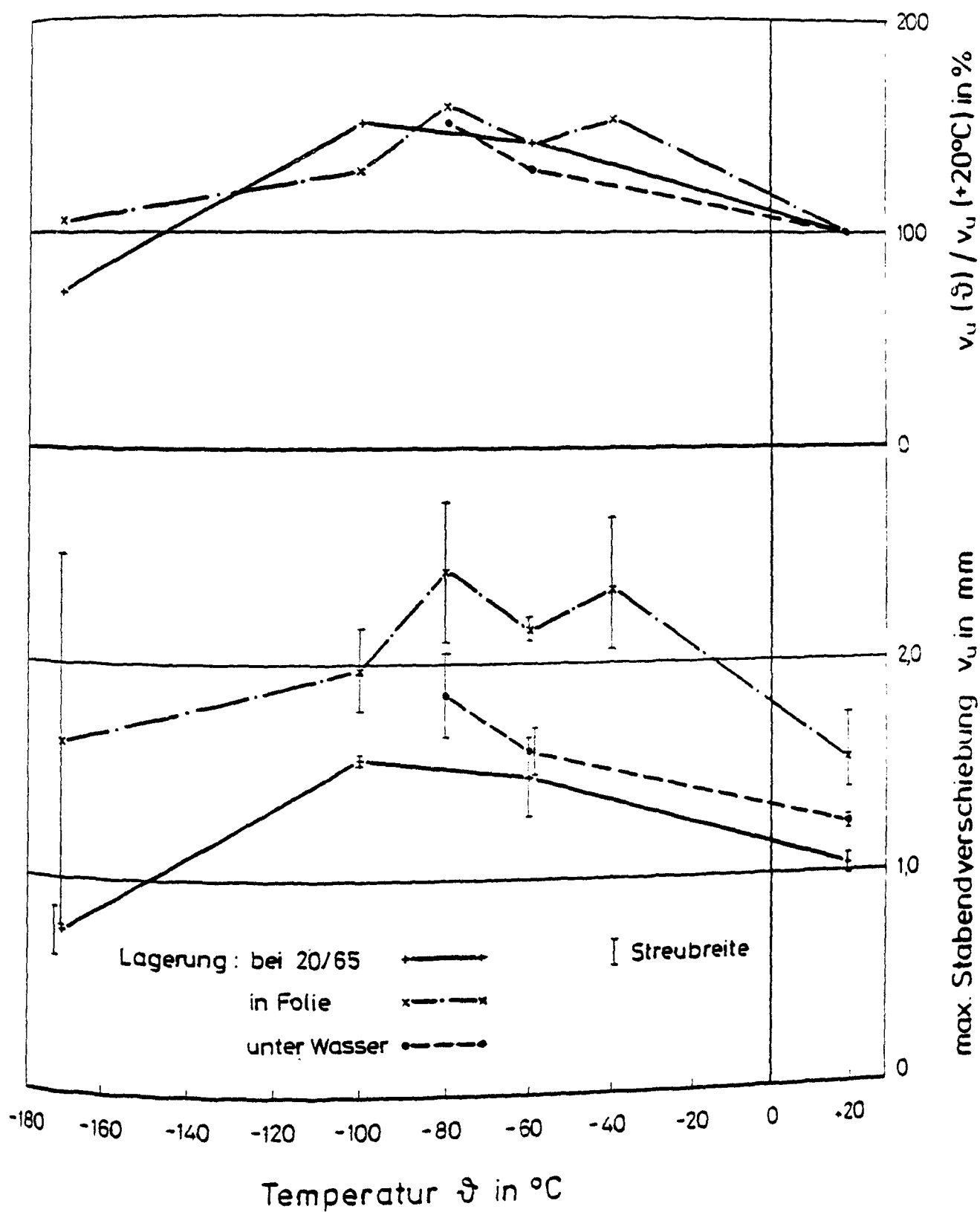


Bild 28: Zur Verbundfestigkeit zugehörige Stabendverschiebung v_u abhängig von Lagerungsart und Temperatur

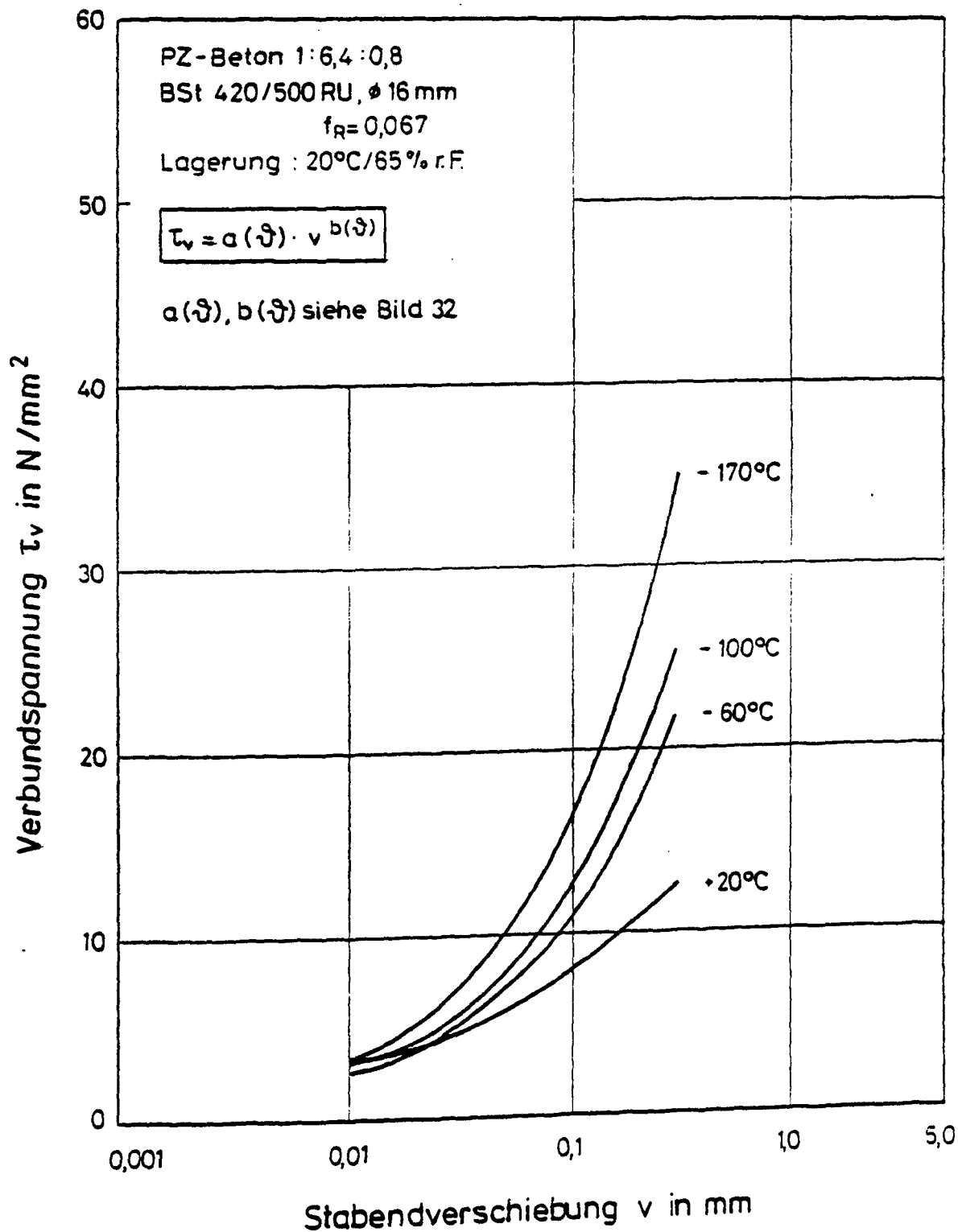


Bild 29: Analytisch ermittelte τ_v - v -Kurven für normalgelagerten Beton

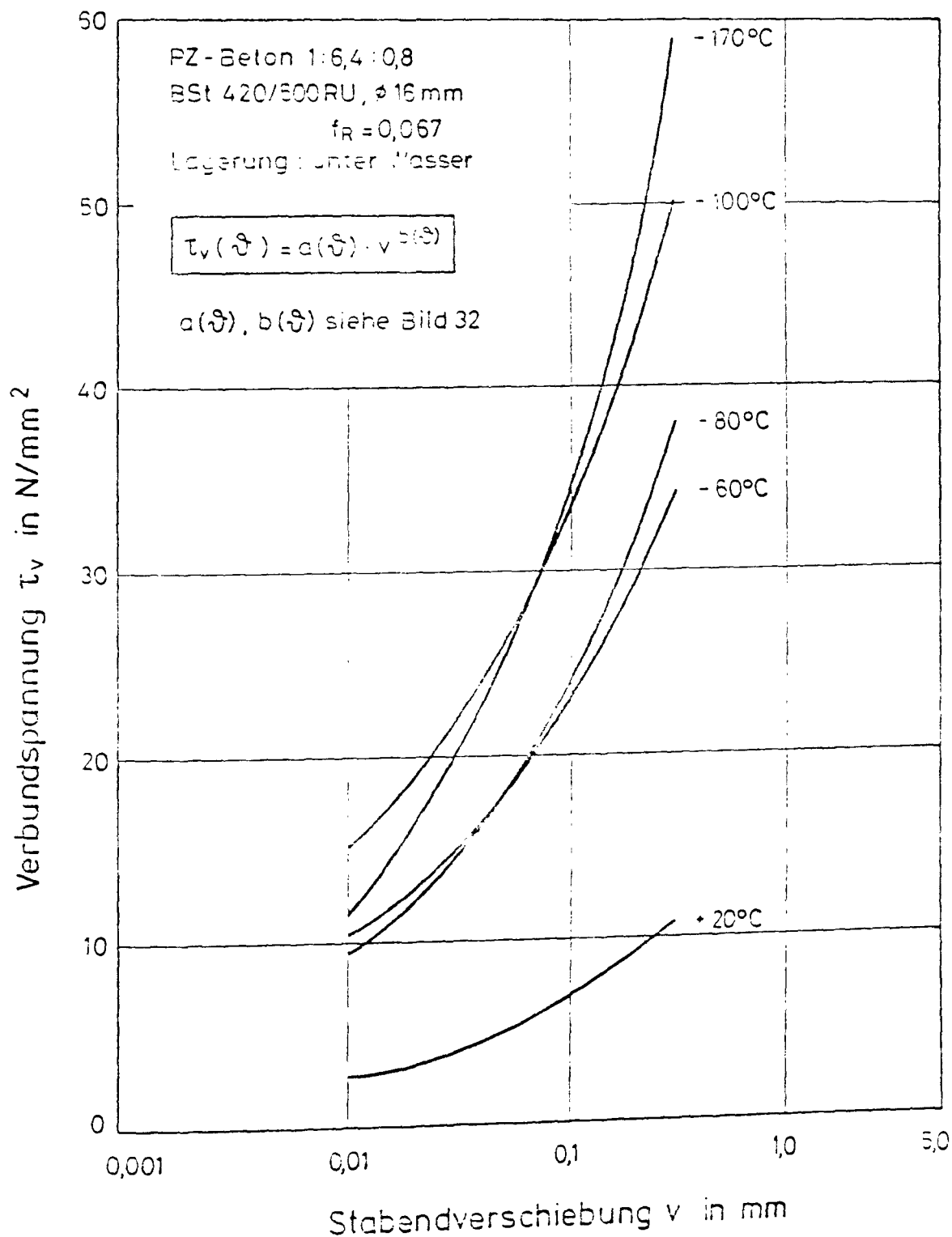


Bild 31: Analytisch ermittelte $\tilde{\tau}_v$ - v -Kurven für wassergesättigten

Beton

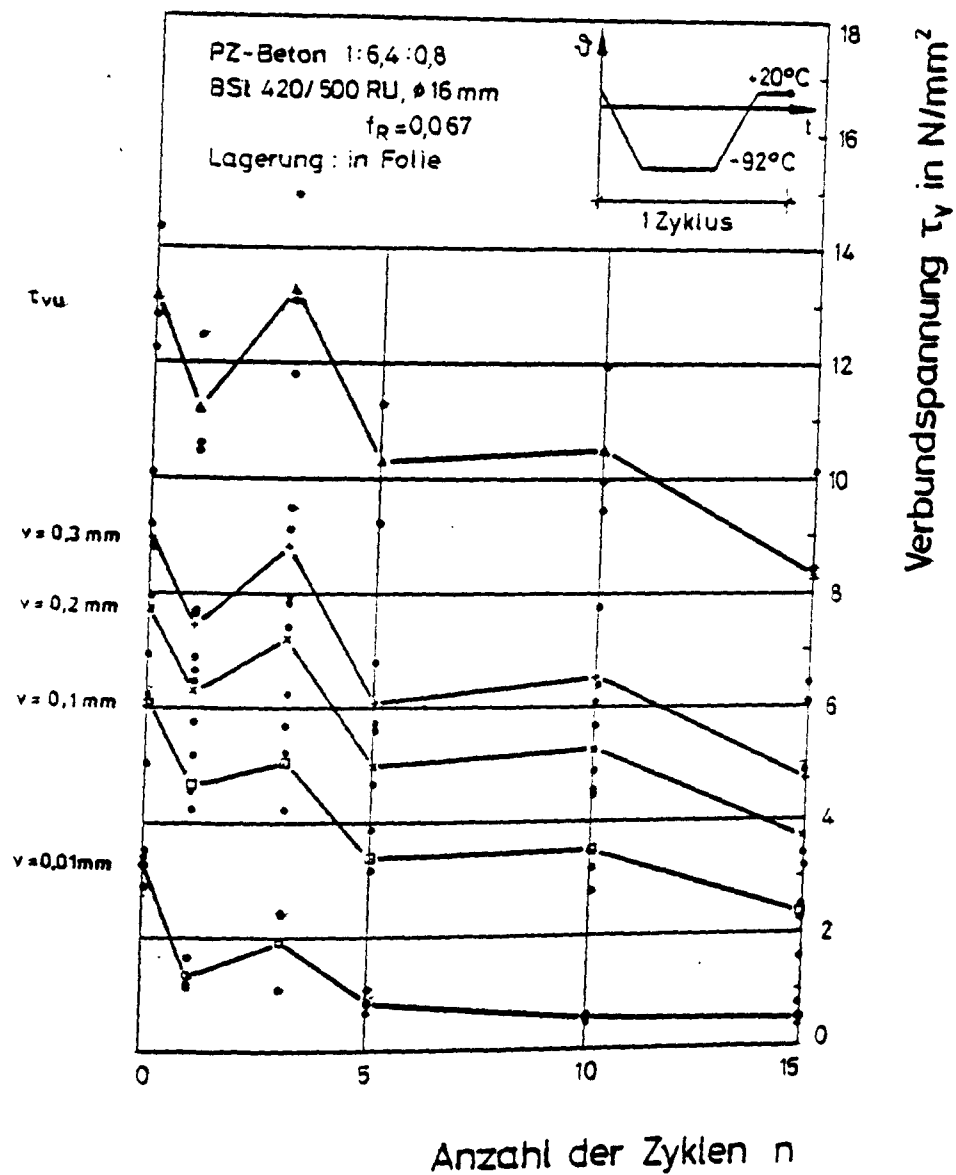


Bild 33: Einfluß von Tieftemperaturzyklen auf die Verbundspannung bei verschiedenen Verschiebungswerten

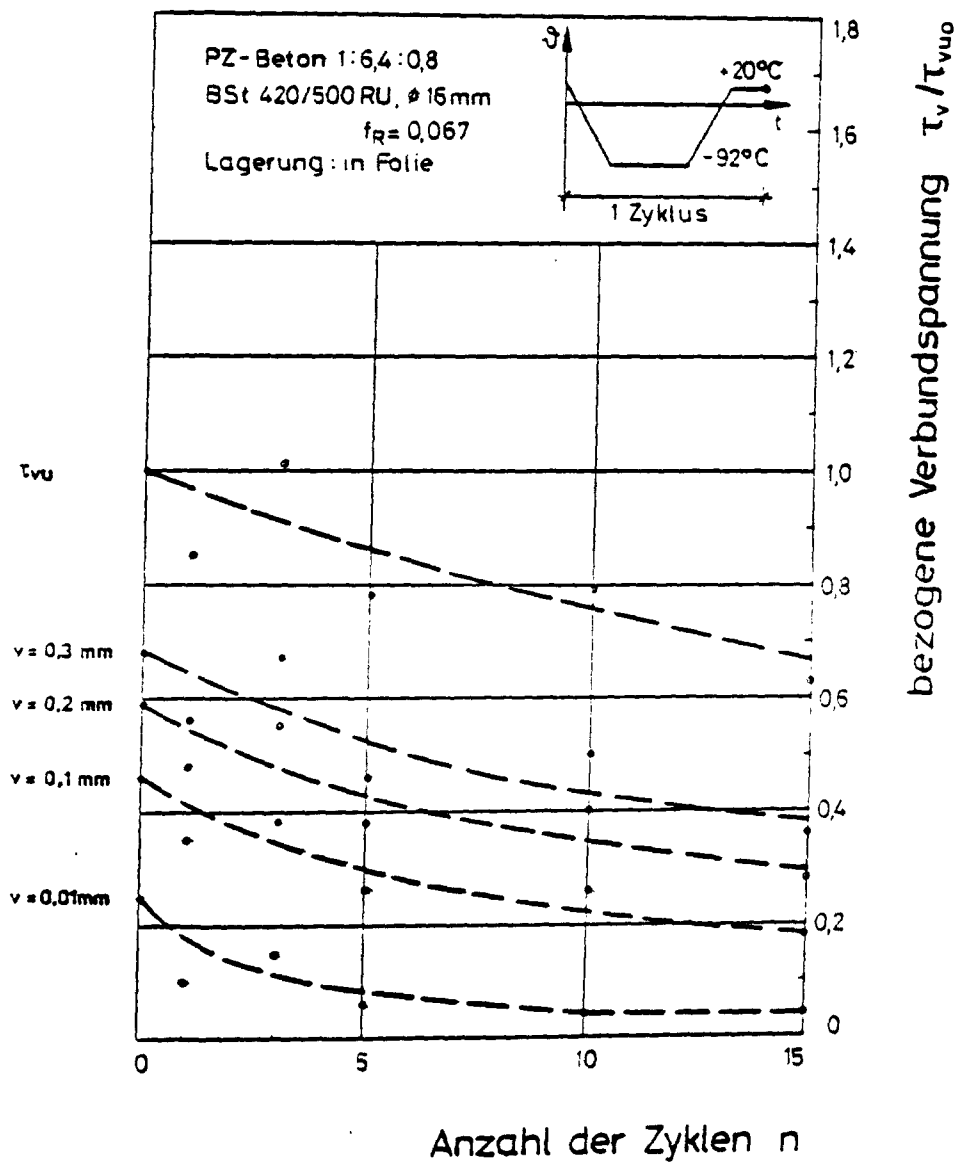


Bild 34: Bezogene Darstellung des Verbundspannungsabfalles infolge zyklischer Temperaturbeanspruchung

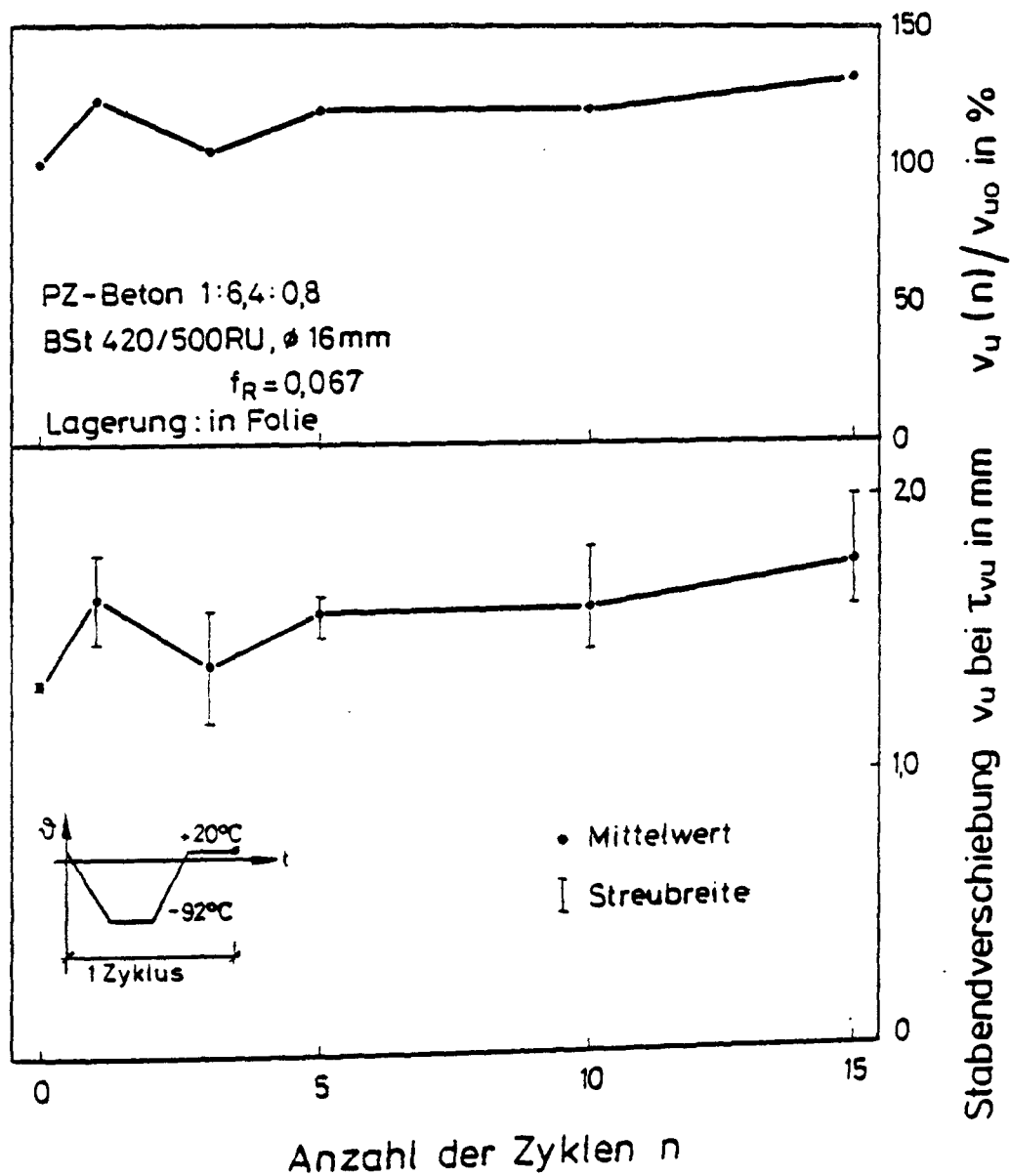


Bild 35: Zur Verbundfestigkeit zugehörige Stabendverschiebung nach Tieftemperaturzyklen

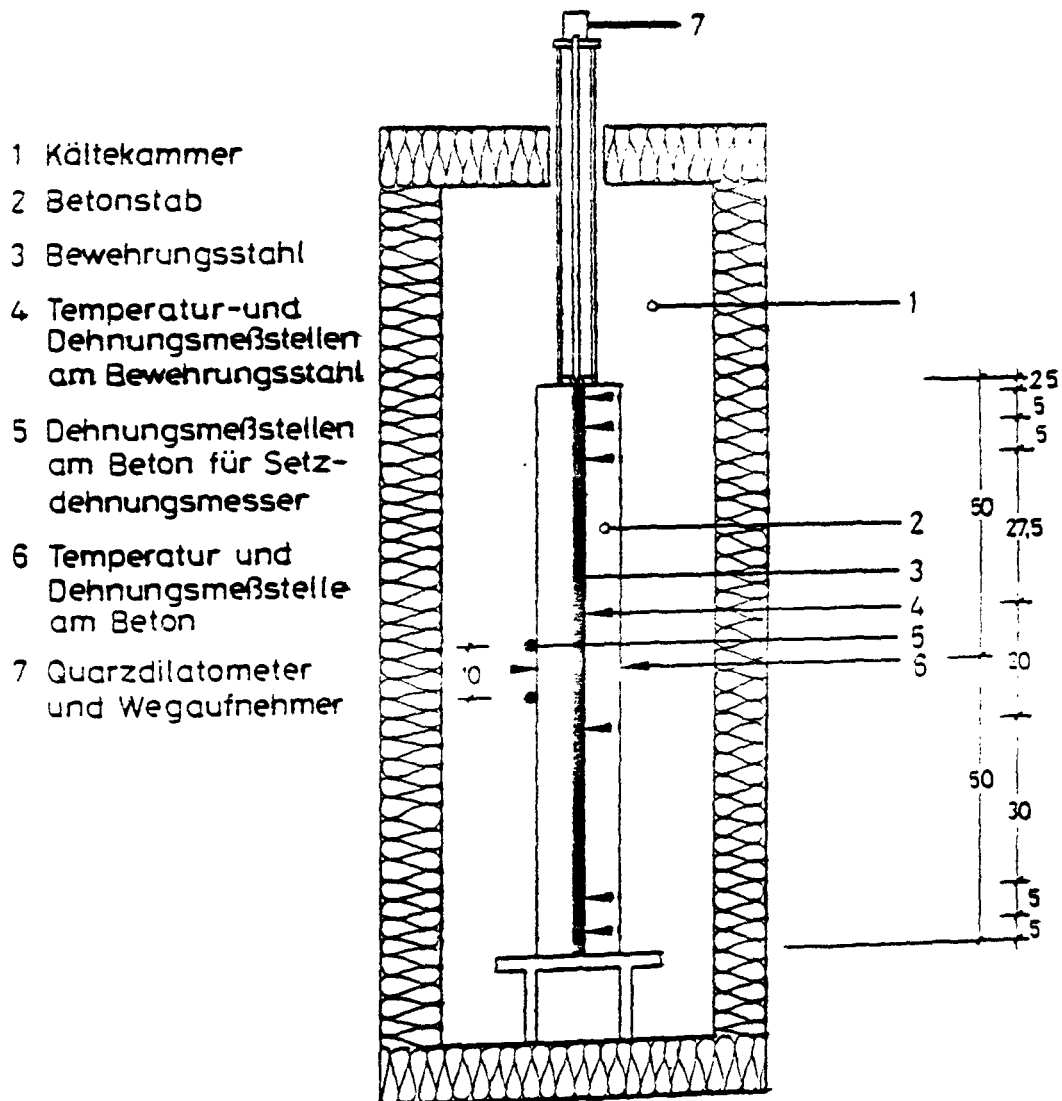


Bild 36: Versuchsaufbau und Probekörper für die Bestimmung der Eigenspannungen infolge Abkühlung

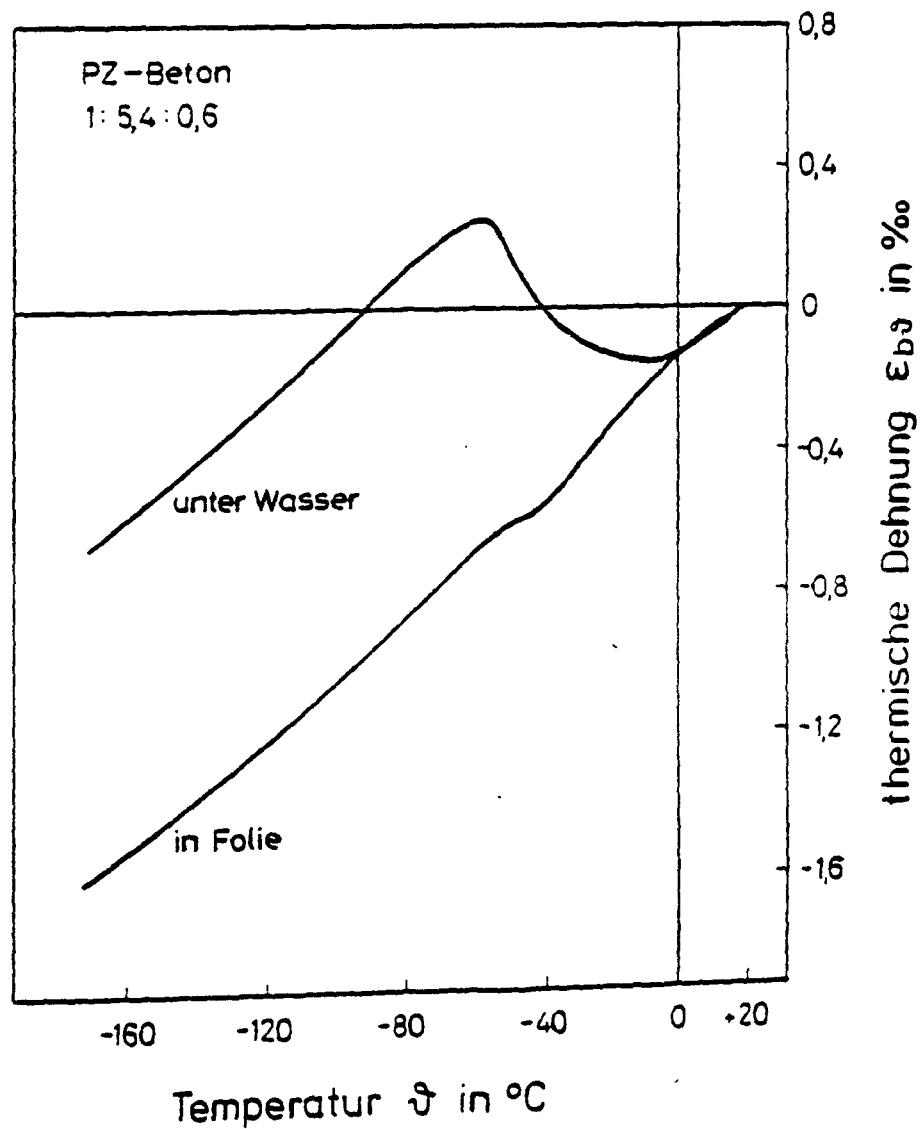


Bild 37: Freie thermische Dehnung des Betons für die Verbundkörper Z1 - Z4 nach unterschiedlicher Lagerung, gemessen an Begleitkörpern

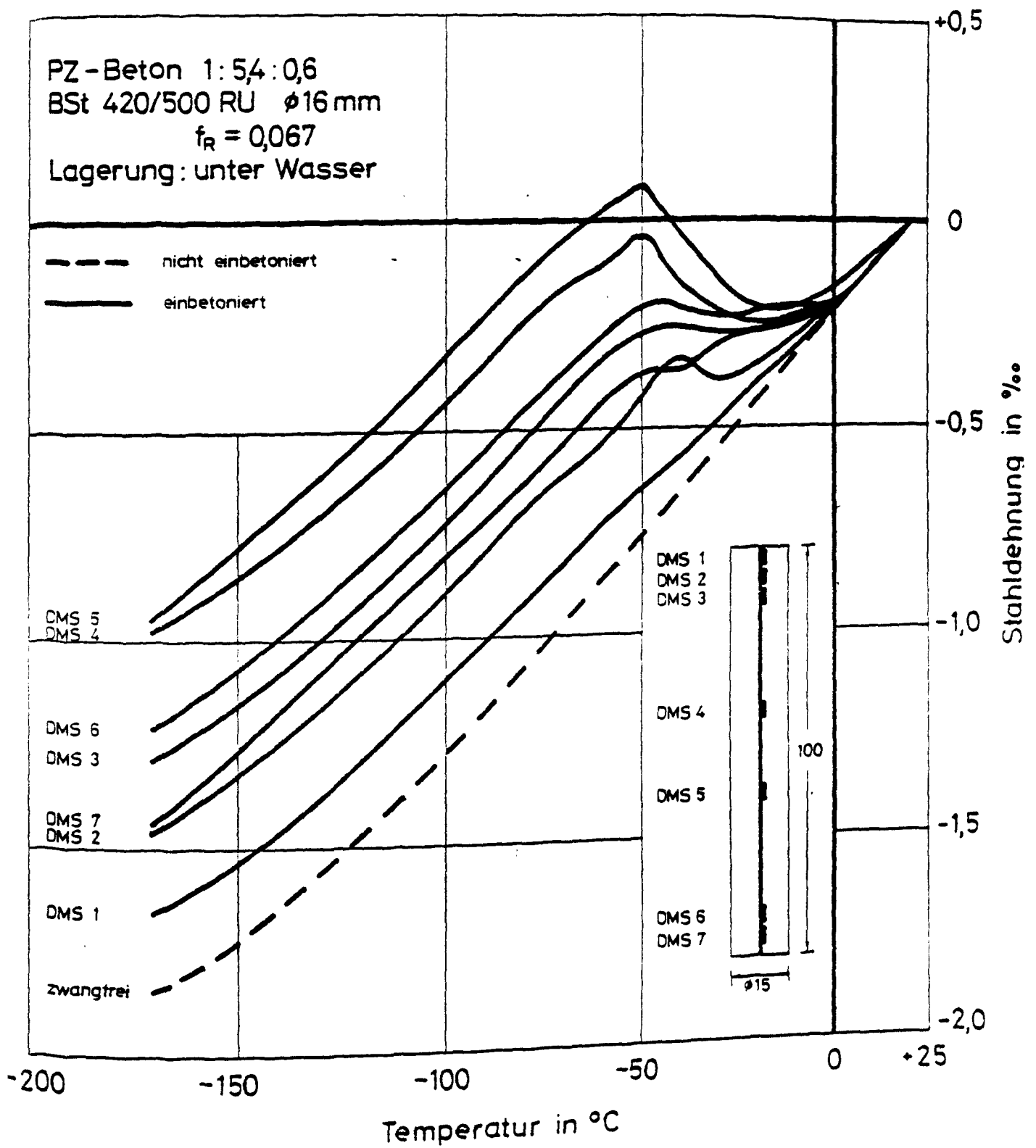


Bild 38: Thermische Zwangsdehnung und freie thermische Dehnung des Bewehrungsstahles (Verbundkörper Z1)

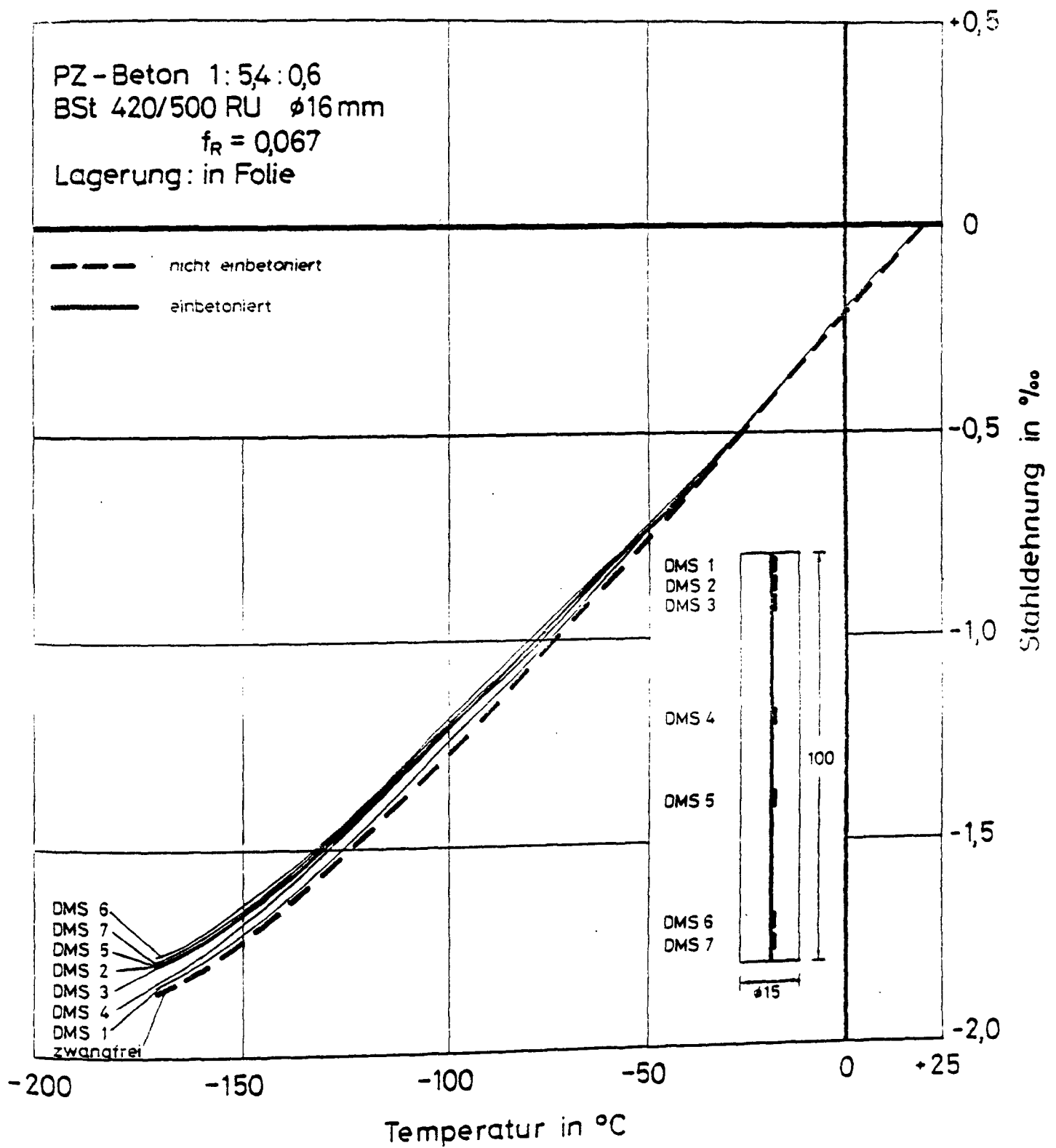


Bild 40: Thermische Zwangsdehnung und freie thermische Dehnung des Bewehrungsstahles (Verbundkörper Z3)

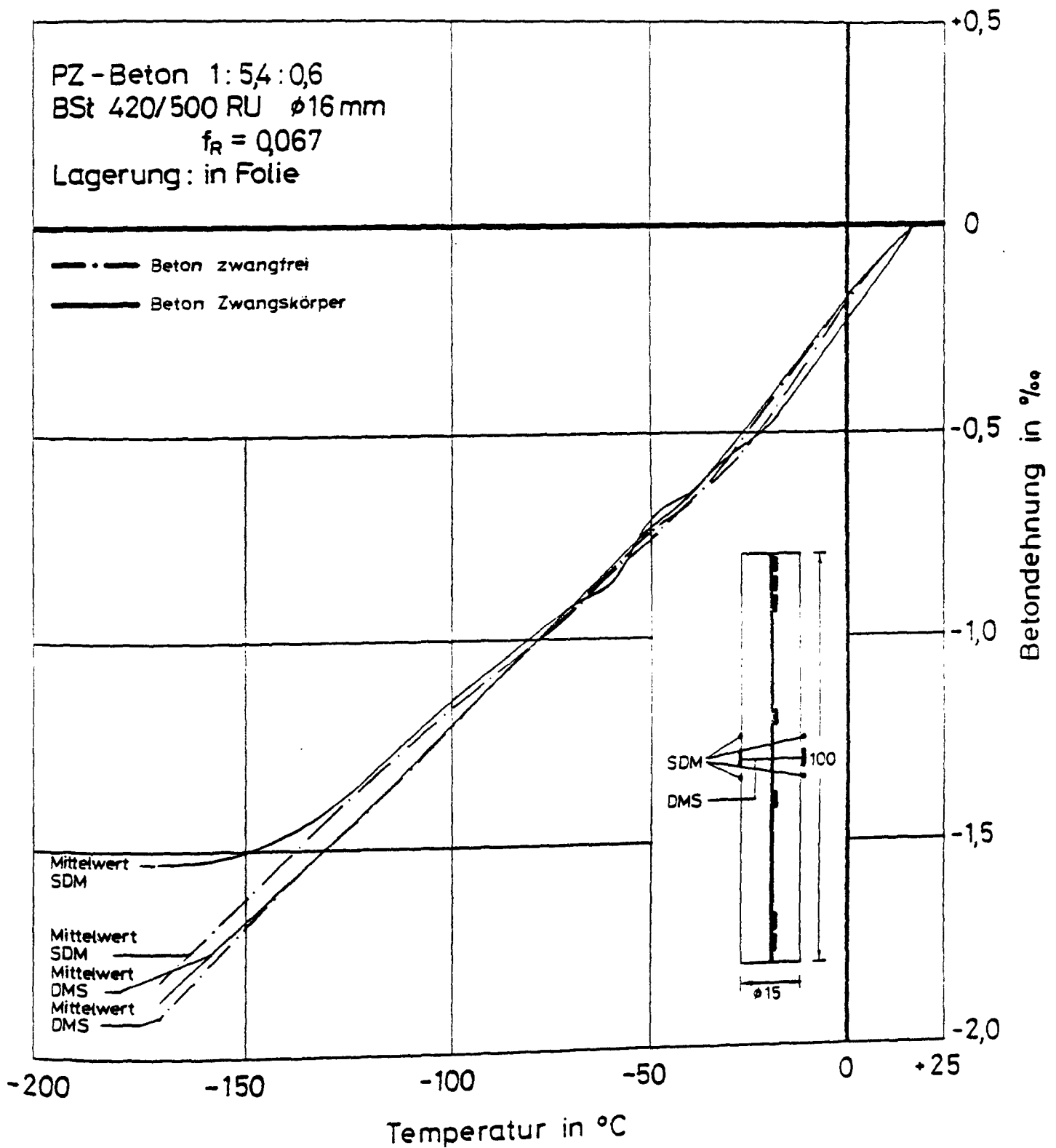


Bild 41: Thermische Zwangsdehnung und freie thermische Dehnung des Betons (Verbundkörper Z3 und Z4)

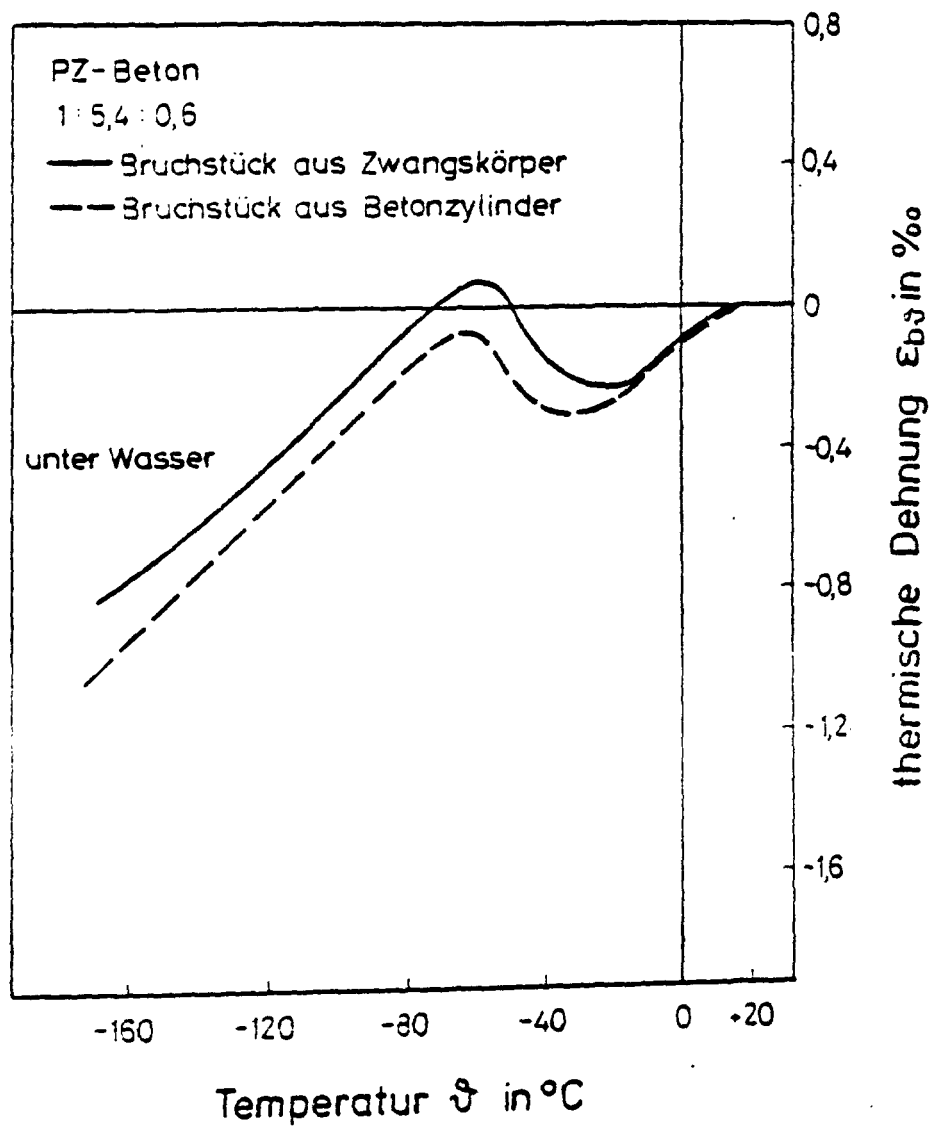


Bild 42: Thermisches Dehnverhalten des Betons, gemessen an Bruchstücken der Verbundkörper Z1 und Z2 nach den Zwangsversuchen

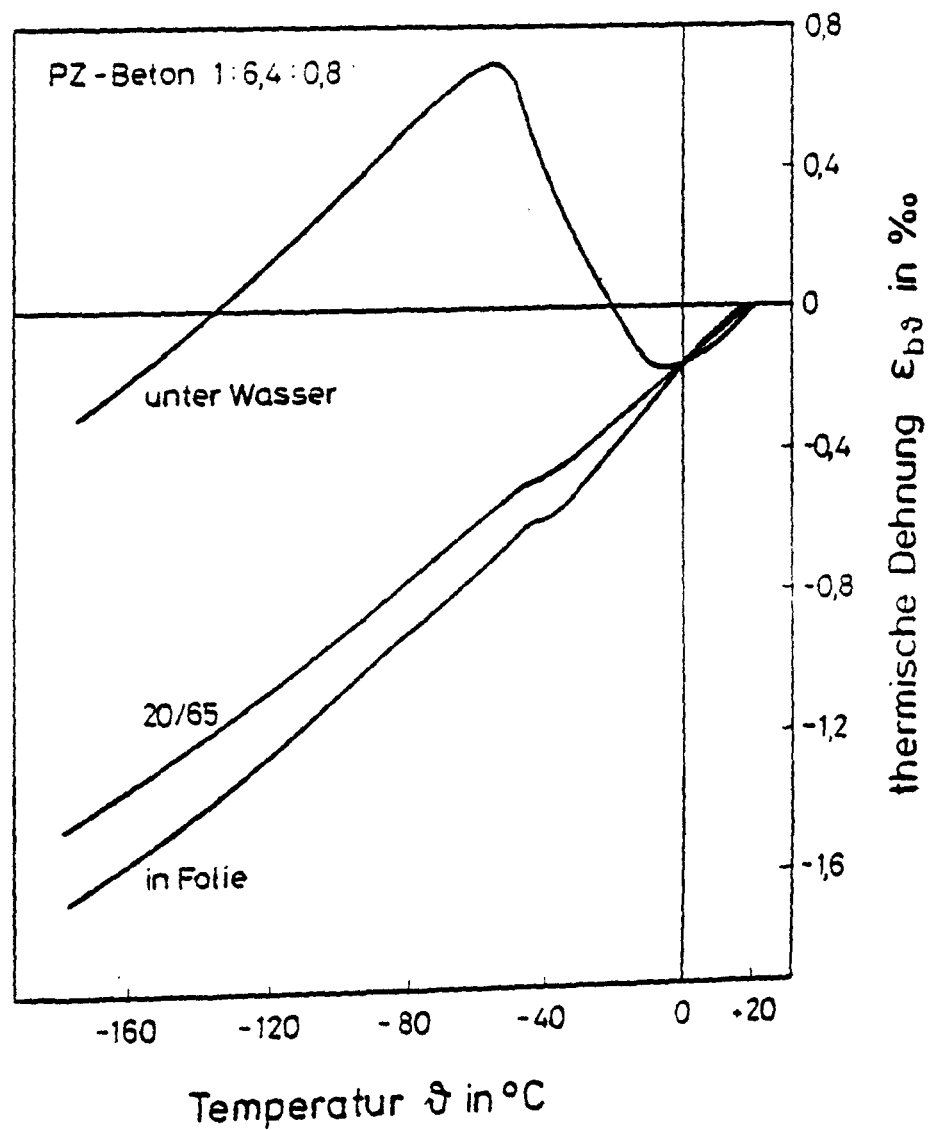


Bild 43: Freie thermische Dehnung des Betons für die Verbundkörper Z5 - Z8 nach unterschiedlicher Lagerung, gemessen an Begleitkörpern

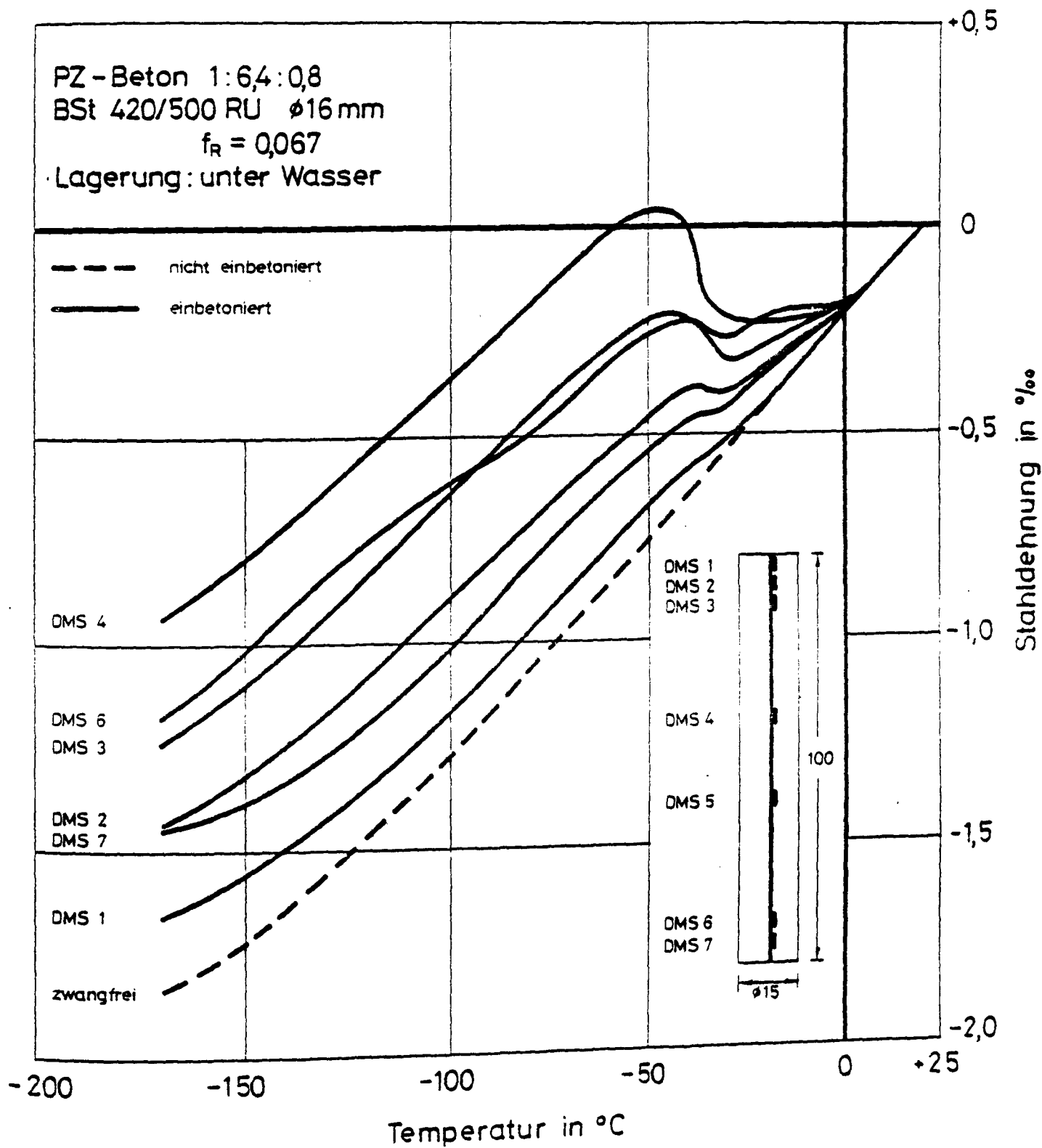


Bild 44: Thermische Zwangsdehnung und freie thermische Dehnung des Bewehrungsstahles (Verbundkörper Z5)

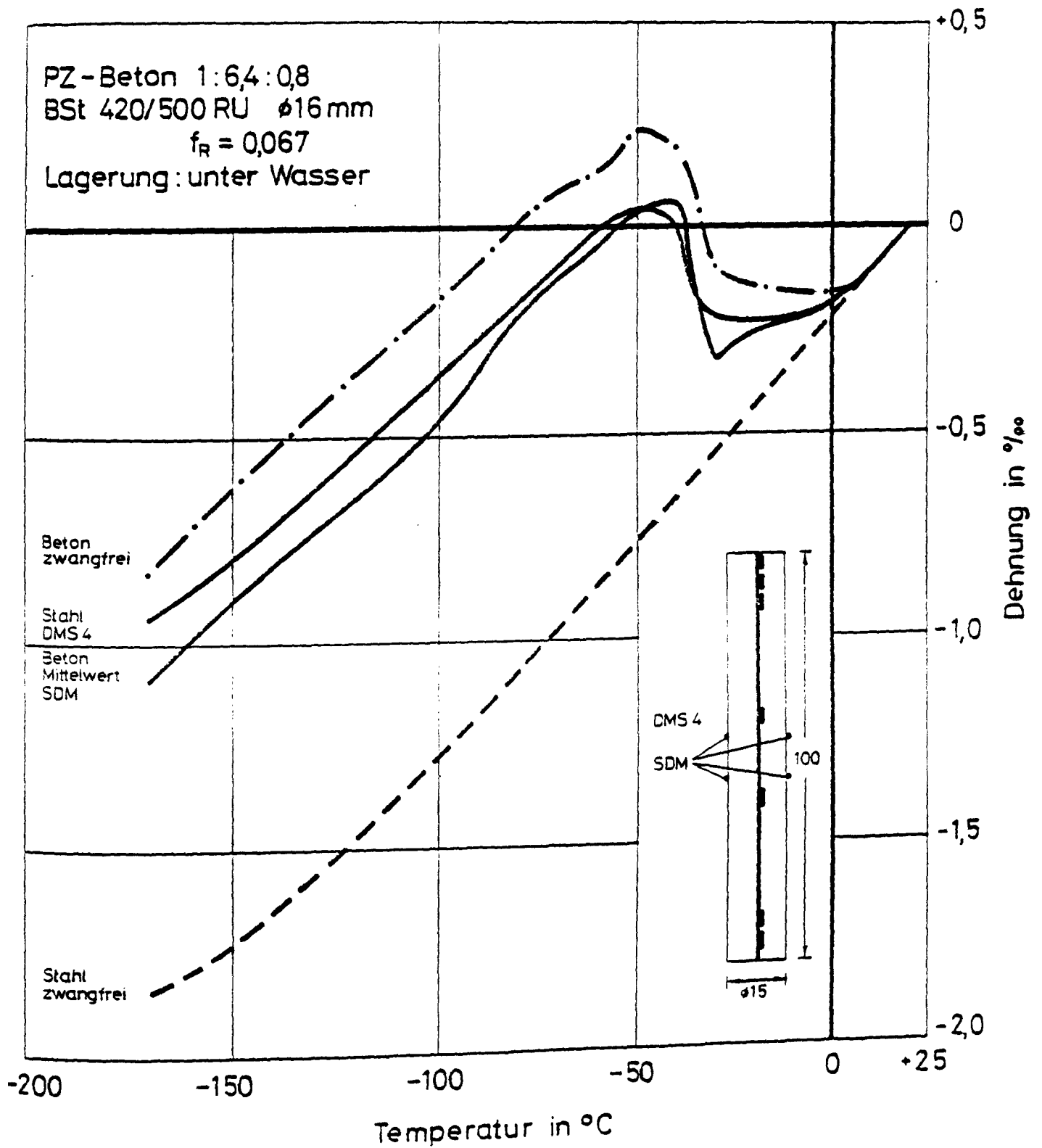


Bild 45: Mittlere thermische Zwangsdehnung und freie thermische Dehnung jeweils von Beton und Bewehrungsstahl (Verbundkörper Z5 und Z6)

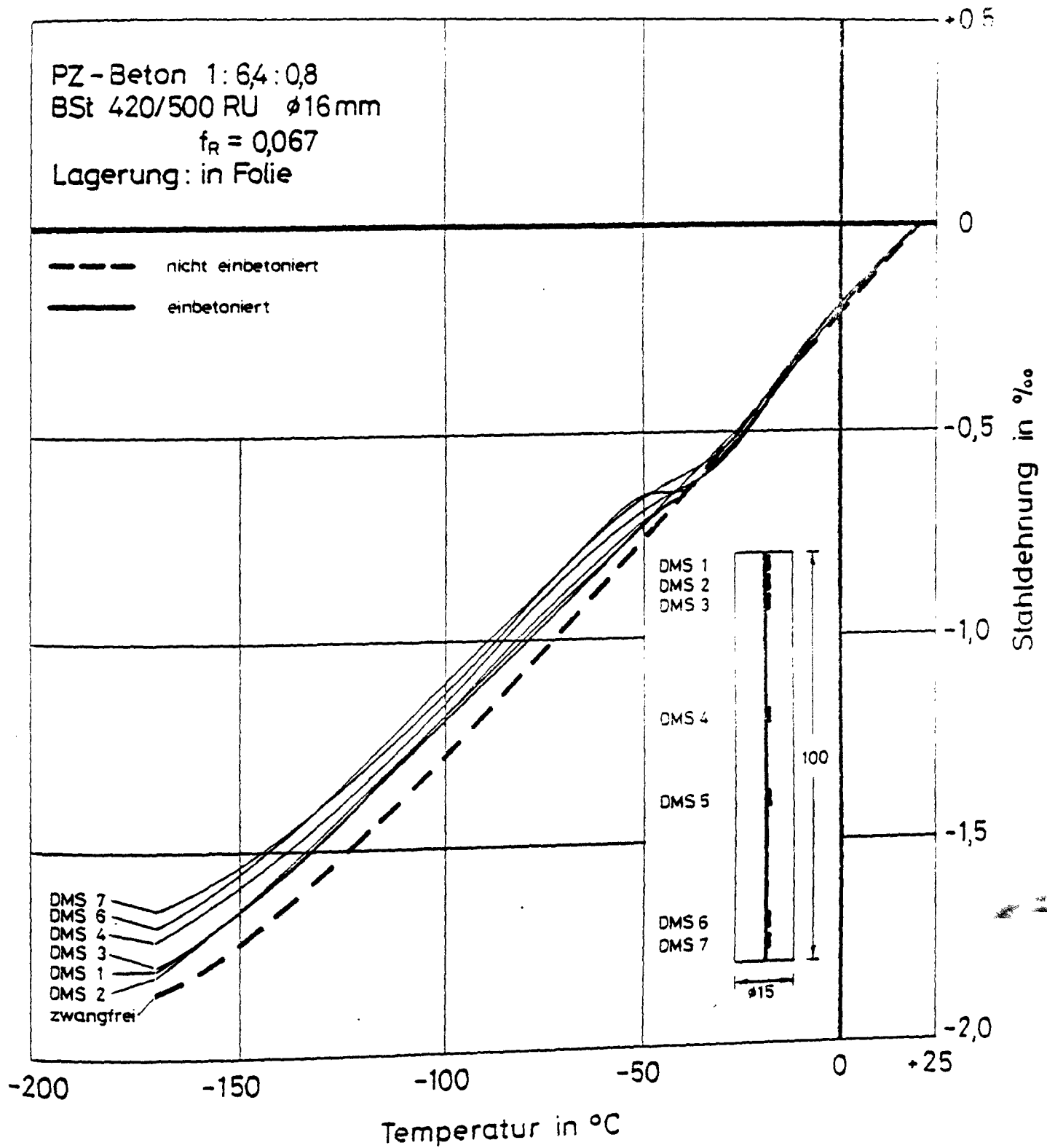


Bild 46: Thermische Zwangsdehnung und freie thermische Dehnung des Bewehrungsstahles (Verbundkörper Z7)

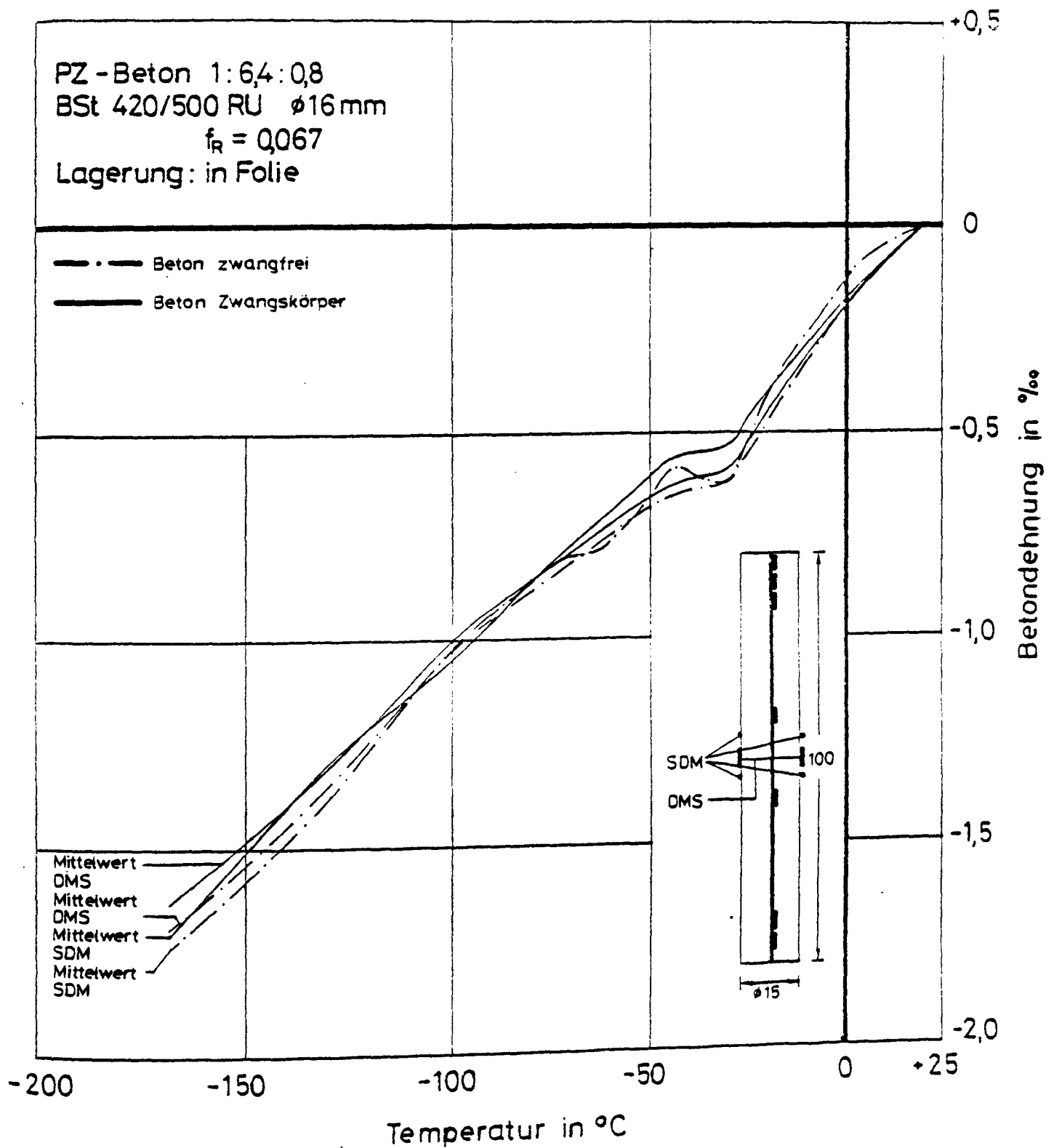


Bild 47: Thermische Zwangsdehnung und freie thermische
 Dehnung des Betons (Verbundkörper Z7 und Z8)

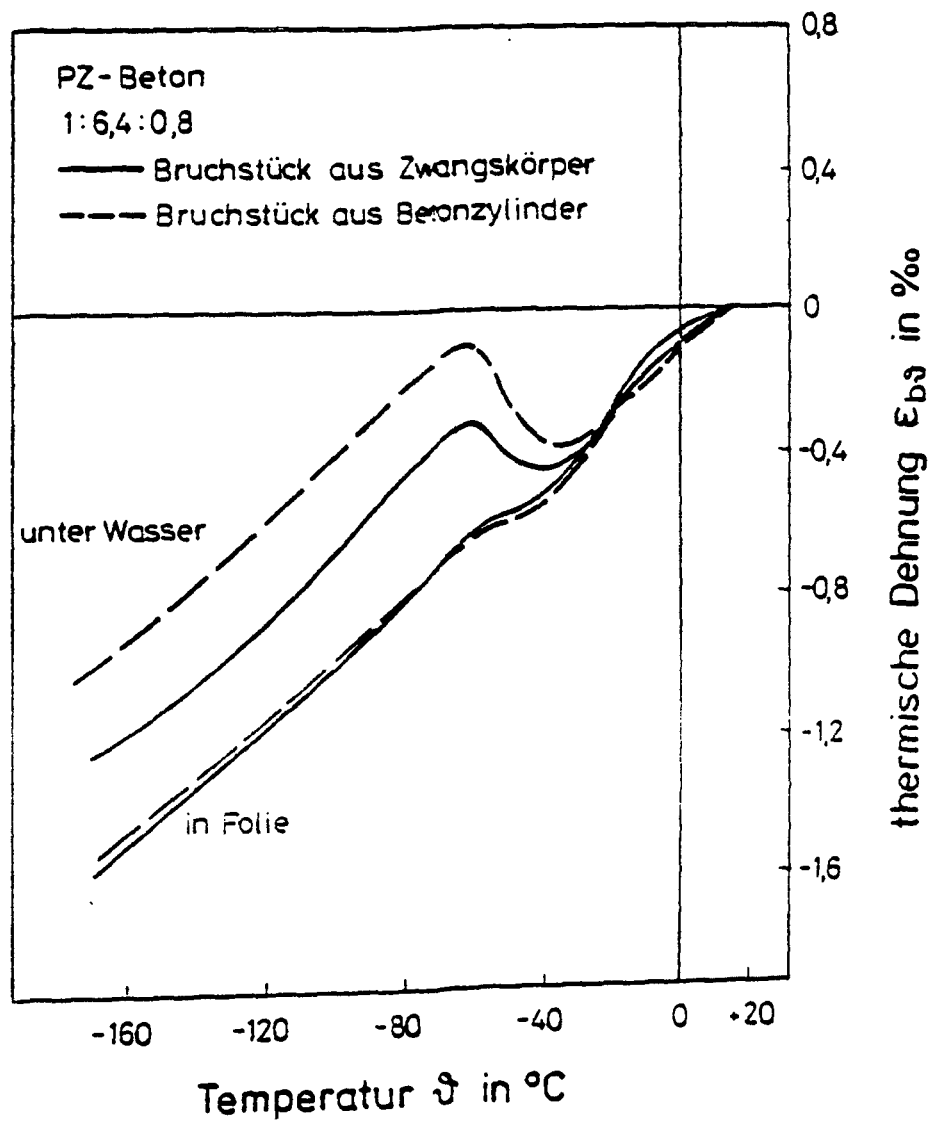


Bild 48: Thermisches Dehnverhalten des Betons, gemessen an Bruchstücken der Verbundkörper Z5 - Z8 nach den Zwangsversuchen

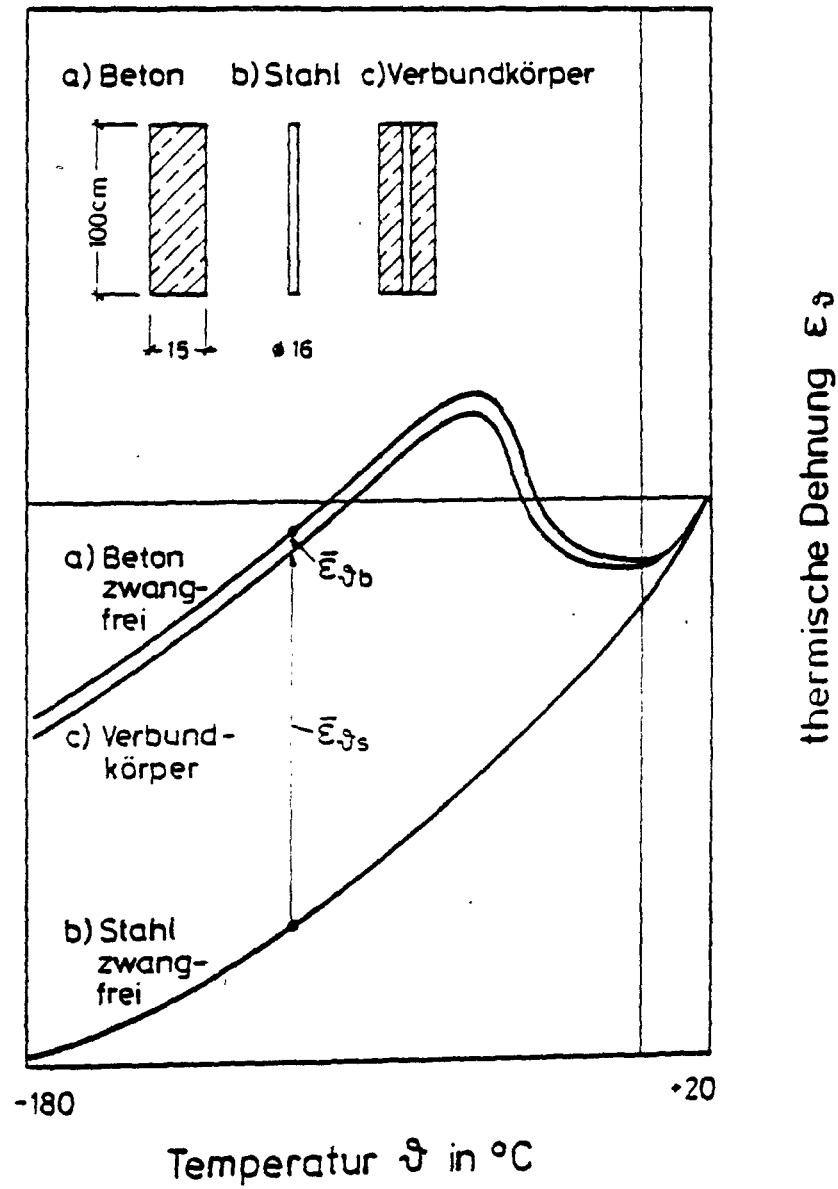


Bild 49: Schematische Darstellung der thermischen Dehnungen eines Verbundkörpers und der Einzelbaustoffe bei Abkühlung

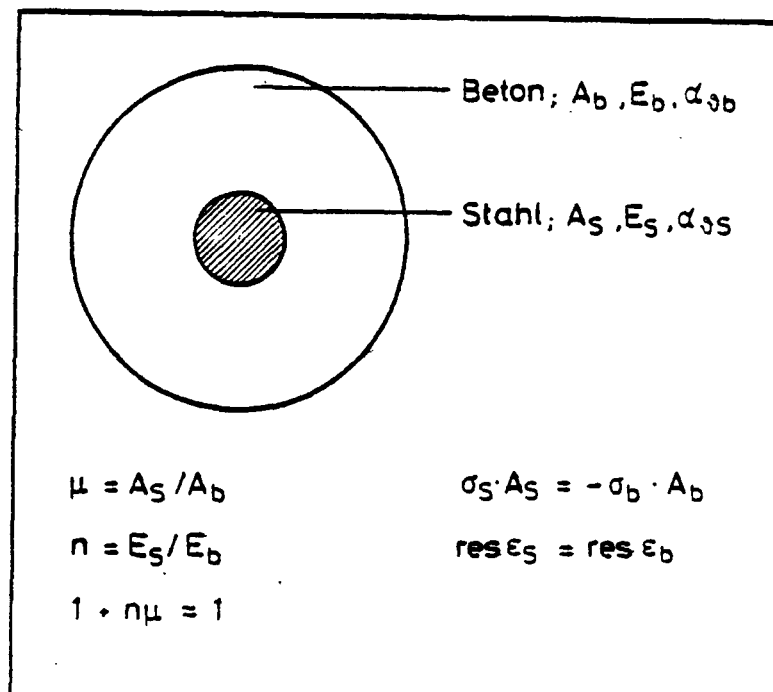


Bild 50: Gleichgewichtsbedingungen zur Ermittlung der thermischen Zwangsspannungen